



FRIEDRICH-SCHILLER-  
UNIVERSITÄT  
JENA

---

# Aktive Metallspiegel für Anwendungen in der satellitenbasierten Beobachtung

---

DISSERTATION  
zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

vorgelegt dem Rat der Physikalisch-Astronomischen Fakultät  
der Friedrich–Schiller–Universität Jena

von M. Eng. Matthias Goy  
geboren am 25.04.1987 in Mühlhausen/Thür.

Gutachter:

- (1) Prof. Dr. Andreas Tünnermann (Friedrich-Schiller-Universität Jena)
- (2) Prof. Dr. Christian Brecher (RWTH Aachen)
- (3) Prof. Dr. Martin Roth (Universität Potsdam)

Tag der Disputation: 4. Februar 2021

# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>i</b>
<b>1. Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2. Stand des Wissens</b>	<b>4</b>
2.1. Aberrationen in Weltraumteleskopen und Ansätze zur Korrektur . . . . .	4
2.1.1. Aktive und adaptive Optik für Weltraumteleskope . . . . .	14
2.2. Metalloptik für Weltraumapplikationen . . . . .	16
2.2.1. Passive Metalloptik . . . . .	16
2.2.2. Aktive Metalloptik . . . . .	18
2.3. Krafteintrag und Verformung . . . . .	20
2.3.1. Grundlagen zur Verformung . . . . .	20
2.3.2. Aktorprinzipien für aktive Spiegel mit kontinuierlicher Oberfläche . . . . .	24
<b>3. Methoden</b>	<b>29</b>
3.1. Optimierungsprozedur . . . . .	29
3.2. Methoden zur Herstellung und Charakterisierung aktiver Metallspiegel . . . . .	32
3.2.1. Fertigungsmethoden . . . . .	32
3.2.2. Charakterisierung . . . . .	32
<b>4. Applikationsszenario und Randbedingungen</b>	<b>35</b>
4.1. Das HYPATIA Weltraumteleskop . . . . .	35
4.2. Anwendungsspezifische optische Randbedingungen . . . . .	36
4.3. Anwendungsspezifische mechanische Randbedingungen . . . . .	38
4.4. Materialauswahl . . . . .	40
4.5. Technologische Randbedingungen . . . . .	42
<b>5. Design aktiver Metallspiegel</b>	<b>45</b>
5.1. Optomechanisches Konzept . . . . .	45
5.2. Analytische Betrachtungen . . . . .	47
5.3. Numerisches Modell des Spiegelsubstrats . . . . .	49
5.4. Modifikation der Aktoreinflussfunktion . . . . .	50
5.5. Abschätzung des Kompensationspotentials . . . . .	54
<b>6. Gestaltungsrichtlinien für aktive Metallspiegel</b>	<b>58</b>
6.1. Anforderungen an die konstruktive Auslegung eines aktiven Metallspiegels . . . . .	58

6.2. Konstruktive Auslegung einer passiven Stützstellenkonfiguration . . . . .	60
6.3. Aktor-Getriebe-Baugruppe . . . . .	61
6.4. Konstruktive Auslegung einer aktiven Stützstellenkonfiguration . . . . .	63
6.5. Experimentelle Verifikation des FE-Modells anhand eines einaktorigen Spiegels	64
6.6. Simulationsergebnisse mit anwendungsspezifischen Randbedingungen . . . .	66
<b>7. Herstellung und Montage eines Demonstrators mit sphärischer Spiegelfläche</b>	<b>69</b>
7.1. Herstellungskonzept und Montagestrategie . . . . .	69
7.2. Vorfertigung und Fügen von Spiegelträger und Spiegelsubstrat . . . . .	70
7.3. Ultrapräzise Diamantbearbeitung der optischen Fläche . . . . .	71
7.4. Integration der Aktoren und Fassen des Spiegelsubstrats . . . . .	73
7.5. Korrektur von Form und Rauheit . . . . .	74
<b>8. Charakterisierung des Demonstrators</b>	<b>76</b>
8.1. Charakterisierung der Spiegeloberfläche ohne aktive Korrektur . . . . .	76
8.2. Langzeitstabilität der Spiegeloberfläche . . . . .	77
8.3. Charakterisierung des Kompensationspotentials . . . . .	80
8.3.1. Messung der Aktoreinflussfunktion . . . . .	80
8.3.2. Aktive Korrektur fertigungsbedingter Oberflächendeformationen . . . .	84
8.3.3. Erzeugen und Korrigieren definierter Wellenfrontaberrationen . . . . .	86
<b>9. Diskussion und Bewertung der Ergebnisse</b>	<b>91</b>
9.1. Beurteilung der Ergebnisse aus dem Fertigungsprozess . . . . .	91
9.2. Beurteilung der Langzeitstabilität . . . . .	93
9.3. Beurteilung der Ergebnisse mit aktiver Korrektur von Wellenfrontaberrationen	93
<b>10. Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>95</b>
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>98</b>
<b>A. Anhang</b>	<b>113</b>



# Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Angewandte Physik der Friedrich-Schiller-Universität sowie am Fraunhofer-Institut für Angewandte Optik und Feinmechanik. Mein besonderer Dank gilt gleichermaßen meinem Doktorvater und Institutsleiter Prof. Dr. rer. nat. habil. Andreas Tünnermann, der mit seinem Rat wichtige Impulse für die Ausrichtung der wissenschaftlichen Fragestellung lieferte, meiner Abteilungsleiterin Dr. rer. nat. Ramona Eberhardt, die mit ihrer offenen und direkten Art dem Arbeitsprozess stets angemessenen Nachdruck verlieh und meiner Mentorin und Gruppenleiterin Dr.-Ing. Claudia Reinlein. Sie begleitete und formte meine wissenschaftlichen Tätigkeiten bereits während meines Studiums. Außerdem brachte sie mich durch ihre kompetente, kritische Sicht in schwierigen Situationen wieder zurück auf Kurs und verhalf mit zahlreichen Diskussionen zur Entwicklung neuer Denkansätze. Den Kollegen meiner Abteilung Feinwerktechnik Dr.-Ing. Stefan Risse, Dr. rer. nat. Thomas Peschel und Dipl.-Ing. (FH) Christoph Damm möchte ich für ihre Unterstützung durch fachliche Diskussionen in der Konzeptphase der Demonstratorentwicklung sowie bei der Erarbeitung technologischer Konzepte danken. Gleiches gilt für die Kollegen der Ultrapräzisionsbearbeitung Dr.-Ing. Matthias Beier, Dr. rer. nat. Jan Kinast, Sandra Müller, Robert Jende und Knut Kleinbauer sowie den Mitarbeitern der mechanischen Werkstatt. Durch ihren Einsatz gelang die zeitkritische Fertigung eines aktiven Metallspiegels in herausragender Qualität. Motivation, Freude und Spaß bei der täglichen Arbeit als Wissenschaftler und bei zahlreichen nichtdienstlichen Tätigkeiten verdanke ich meinen Kollegen der Gruppe Aktive und Adaptive Optik. Vielen Dank Aoife, Nina, Teresa und Paul! Ein Großteil der theoretischen Untersuchungen und die Fertigung des Demonstrators sind im Rahmen des Projektes *STOIC* entstanden, welches durch die Europäische Weltraumorganisation (ESA) gefördert und in Kooperation mit der National University of Ireland Galway bearbeitet wurde. Mein Dank für die Unterstützung dieser Aktivitäten gilt daher Pascal Hallibert sowie Dr. Nicholas Devaney und Dr. Fiona Kenny. Kraft und Motivation für die Arbeit aber ebenso die wichtige Ablenkung auf das Wesentliche im Leben verdanke ich meiner lieben Familie. Meinen Eltern, die meinen neugierigen Geist im Kindesalter förderten und mein Studium finanziell unterstützen sowie meiner lieben Frau Sophie, die mir nicht nur unsere zwei bezaubernden Kinder Alma und Karl schenkte, sondern jederzeit hinter mir und meinen Entscheidungen steht.

Jena im August 2020

Das Experiment, dem nicht eine Theorie, d.h. eine Idee vorausgeht, verhält sich zur Naturforschung wie das Rasseln einer Kinderklapper zur Musik.

*Justus von Liebig* (1803-1873)

# Abkürzungsverzeichnis

<b>AGB</b>	Aktor-Getriebe-Baugruppe
<b>AIF</b>	Actuator Influence Function - Aktoreinflussfunktion
<b>AISI</b>	Aluminium-Silizium
<b>ASK</b>	Aktive Stützstellenkonfiguration
<b>AV</b>	Aspektverhältnis
<b>BFS</b>	Best Fit Sphere - Abweichung von einer Kugelfläche
<b>CAD</b>	Computer-Aided Design
<b>CCD</b>	Charge-coupled Device
<b>ccw</b>	counterclockwise - entgegen dem Uhrzeigersinn
<b>CMP</b>	Chemical Mechanical Polishing
<b>CNC</b>	Computerized Numerical Control
<b>CoG</b>	Center of Gravity
<b>CTD</b>	Continuous Thickness Distribution
<b>CTE</b>	(linear) coefficient of thermal expansion - (linearer) thermischer Längenausdehnungskoeffizient
<b>cw</b>	clockwise - im Uhrzeigersinn
<b>DC</b>	Direct Current - Gleichstrom
<b>DKM</b>	3-Koordinaten-Messmaschine
<b>DM</b>	Deformable mirror - deformierbarer Spiegel
<b>DSAM</b>	Deformable Single-Actuator Deformable Mirror
<b>ECSS</b>	European Cooperation for Space Standardization
<b>ESA</b>	European Space Agency
<b>ESO</b>	European Organisation for Astronomical Research in the Southern Hemisphere

**(R)FCP** (Rduced) Fracture Control Programme

**FE(M)** Finite Elemente (Methode)

**FKG** Festkörpergelenk

**FM** Fold mirror - Faltspiegel

**FOS(U)** Factor of Safety (ultimate)

**FWHM** Full Width Half Maximum - Halbwertsbreite

**IR** Infraroter Spektralbereich

**KEE** Krafteintragselemente

**KÜE** Kraftübertragungselement

**MDM** Multimode Deformable Mirror

**MDMAC** Modal mass-acceleration curve

**MEMS** Micro-Electro-Mechanical Systems

**MRF** Magneto Rheological Finishing

**MTF** Modulation Transfer Function - Modulationsübertragungsfunktion

**MW** Mittelwert

**NASA** National Aeronautics and Space Administration

**NiP** Nickel-Phosphor

**NIR** Nah-infraroter Spektralbereich

**OAP** Off-axis parabolic mirror - Off-Axis (achsversetzer) Parabolspiegel

**PSD** Power Spectral Density - Spektrale Leistungsdichte

**PSK** Passive Stützstellenkonfiguration

**PV** Peak-To-Valley

**PZT** Blei-Zirkonat-Titanat

**QSL** Quasi-static loads - quasi-statische Lasten

**RMS** Root Mean Square - quadratisches Mittel

<b>RC</b>	<i>Ritchey-Chrétien</i> (-Spiegelanordnung)
<b>SD</b>	Standard Deviation
<b>SiC</b>	Siliziumkarbit
<b>SL</b>	Streulichtverluste
<b>TIS</b>	Total Integrated Scatter
<b>TMA</b>	Three Mirror Anastigmat
<b>(E)UV</b>	(Extrem) Ultravioletter Spektralbereich
<b>UVOIR</b>	ultraviolett(UV)-optisch(O)-infraroter(IR) Spektralbereich
<b>VIS</b>	Visueller Spektralbereich
<b>VCM</b>	Variable Curvature Mirror
<b>VTD</b>	Variable Thickness Distribution
<b>WFS</b>	Wellenfrontsensor



# 1. Einleitung

Seit mehr als 60 Jahren sind internationale Forschergruppen mit systematischen, wissenschaftlichen Methoden auf der Suche nach extrasolaren Planeten mit intelligenten Lebensformen. Im Rahmen des SETI-Programms (Search for extraterrestrial intelligence) werden künstliche, technische Signale, die ihren Ursprung außerhalb unseres Sonnensystems haben könnten, in einem breiten elektromagnetischen Spektrum gesucht. Gleichzeitig werden Signale von der Erde gesendet, um unsere Existenz auszudrücken. Eine weitere Aufgabe ist das Identifizieren erdähnlicher Planeten durch Beobachtung von anderen Sternen unserer Galaxie. Aufgrund der hervorragenden optischen Bedingungen außerhalb der Erdatmosphäre stellen Weltraumteleskope ein erfolgversprechendes Werkzeug für diese Suche dar. Das seit etwa 30 Jahren operierende *Hubble Space Telescope (HST)* mit einem Hauptspiegeldurchmesser von 2,4 Metern dient dazu, durch terrestrische Teleskope identifizierte Planeten detaillierter hinsichtlich der Zusammensetzung ihrer Atmosphäre zu untersuchen. Derzeit wurden mehr als 4000 extrasolare Planeten, hauptsächlich durch Beobachtung des Transits zwischen ihren Sternen und dem Beobachter, entdeckt. Darunter sind etwa 160 erdähnlich - einige davon bewegen sich in einem habitablen Orbit [106]. Zum Auffinden weiterer Kandidaten dieser Art, zur genauen Analyse deren Atmosphären und zur Identifikation von Lebenssignaturen sind Teleskope für einen breiten Spektralbereich sowie mit hoher Auflösung und hohem Kontrast notwendig. Eine große Auflösung wird meist mit größeren Hauptspiegeldurchmessern erreicht [109] [124]. Das *James-Webb-Space-Telescope (JWST)*, dessen Missionsstart für das Jahr 2021 geplant ist, verfügt über einen segmentierten Hauptspiegel mit einem Gesamtdurchmesser von 6,5 Metern und wird unter anderem die Charakterisierung von Exoplaneten - gerade im nah-infraroten Spektralbereich - unterstützen. Das *Origins Space Telescope* wird mit einem Hauptspiegeldurchmesser von etwa sechs Metern ebenfalls im infraroten Spektralbereich unseren kosmischen Ursprung untersuchen [88]. Mit steigendem Durchmesser zukünftiger Weltraumteleskope steigen die technologischen Anforderungen bei der Herstellung dieser Systeme deutlich. Die präzise Fertigung eines großen Hauptspiegels würde eine Substratdicke und dementsprechend eine hohe Flächendichte erfordern, die unter Umständen nicht im Massebudget des Instruments liegt. Eine Reduzierung der Substratdicke führt zu einer geringen optischen Performance. Um auch dann mit dem *HST* vergleichbare optische Eigenschaften zu erreichen bzw. Auflösung und Kontrast durch eine hohe Wellenfrontstabilität zu vergrößern, sollten zukünftige Weltraumteleskope aktiv korrigierbar sein [113][139].

Entsprechend dieser Forderung wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit der Umfang derzeit eingesetzter passiver Optik durch speziell auf Weltraumanwendungen ausgelegte akti-

ve Spiegel erweitert. Aktive oder adaptive Spiegel sollen als Grundelement eines optischen Systems der zukünftigen satellitenbasierten Beobachtung dienen. Ein Großteil der Anwendungen erfordert dabei eine langzeitstabile, präzise Korrektur statischer Wellenfrontfehler, die aufgrund der fehlenden Gravitation, der Montage- und Startlasten sowie der harschen Umgebungsbedingungen das optische System beeinflussen. Vorhandene Technologien auf dem Gebiet der adaptiven Optik entsprechen diesen Anforderungen oft nicht, da diese aufgrund des mechanischen Konzeptes, der verwendeten Aktorik oder der verwendeten Materialien inhärent keine Langzeitstabilität aufweisen. Um dennoch die Problematik adressieren zu können, wird eine Technologie entwickelt, die eine Integration langzeitstabiler Aktorkonzepte ermöglicht und gleichzeitig den hohen Anforderungen an die optische Oberfläche genügt.

Grundlegende Untersuchungen zur Korrektur niederfrequenter Fehler wurden bereits gezeigt [86]. Dennoch werden die bisher vorgestellten Konzepte durch zu hohe Komplexität, großes Volumen und hohe Masse oder den verwendeten, ungeeigneten Materialien limitiert. Anknüpfend daran ist das primäre Ziel dieser Arbeit die Entwicklung von Gestaltungsrichtlinien, die unter Berücksichtigung anwendungsspezifischer und technologischer Randbedingungen eine Fertigung einsatzbereiter aktiver Spiegel mit höchster Performance ermöglichen. Die besondere Herausforderung ist einerseits, den hohen mechanischen Anforderungen an Weltraumkomponenten durch eine hohe Spiegelsteifigkeit gerecht zu werden und andererseits eine ausreichende Elastizität zur Deformation der optischen Fläche zu gewährleisten. Weiterhin sind dabei alle Werkstoffeigenschaften und Verfahren, die eine Fertigung solcher Spiegelsubstrate ermöglichen, durch Einhaltung bestimmter Mindestanforderungen an Geometrie und Steifigkeit in besonderer Weise zu berücksichtigen. Einen Schwerpunkt der theoretischen Untersuchung bildet die Fragestellung, inwieweit Wellenfrontaberrationen in Abhängigkeit von der Geometrie des Spiegelsubstrats und der Krafteinkopplung sowie der Anzahl, Verteilung und der zur Verfügung stehenden Kraft der Aktoren erzeugt und korrigiert werden können.

Gegenüber dem Stand des Wissens, ist diese Arbeit fokussiert auf das Design langzeitstabiler aktiver Metallspiegel mit sphärischer Spiegelfläche zur Korrektur räumlich und zeitlich niederfrequenter Wellenfrontaberrationen. Als Grundmaterial für die Herstellung des Spiegelsubstrats werden weltraumqualifizierte Aluminium-Silizium-Werkstoffe und entsprechende Schichtmaterialien verwendet, die auf konventionellen Bearbeitungsmaschinen prozessiert werden können. Die hohen Anforderungen an die optische Oberfläche für einen breiten Wellenlängenbereich, hinsichtlich Form und Rauheit, werden durch den Einsatz etablierter Formkorrektur- und Polierverfahren erzielt. Einen Schwerpunkt in der Konzeptionierung von Fertigung und Montage bildet die Zusammenführung des Spiegelsubstrats mit der Aktorik.

Durch die Beachtung der hier entwickelten Gestaltungsrichtlinien wird der Einsatz aktiver bzw. adaptiver Optik als Schlüsseltechnologie in der satellitenbasierten Beobachtung erheb-



---

lich vereinfacht. Eine Reduzierung der Fertigungstoleranzen, die Minimierung der Anzahl der Komponenten sowie die Verwendung moderner, leistungsfähiger Fertigungsverfahren zur Herstellung des Spiegelsubstrats mit exzellenter optischer Qualität motiviert den Einsatz dieser Spiegel gegenüber dem Stand der Technik.

**Gliederung der Arbeit.** Nach einer Diskussion der zugrundeliegenden Randbedingungen für ein adaptiv-optisches System für Weltraumteleskope in Kapitel 4 wird in Kapitel 5 ein Modell für einen deformierbaren Spiegel abgeleitet, welches eine analytische und numerische Optimierung wichtiger Geometrieparameter erlaubt. Aus diesen Untersuchungen werden in Kapitel 6 Gestaltungsrichtlinien entwickelt, die eine Basis für die konstruktive Auslegung sowie die Fertigung und die Montage eines aktiven Metallspiegels ermöglichen.

Ein neues optomechanisches Konzept für aktive Spiegel ermöglicht die Übertragung einer für passive Hochleistungsmetalloptiken etablierte Prozesskette auf aktive Spiegelsubstrate. Mithilfe dieser erweiterten Prozesskette wird ein Demonstrator gefertigt, der eine experimentelle Validierung der theoretischen Untersuchungen erlaubt (Kapitel 7).

Störfaktoren, die die Langzeitstabilität der optisch wirksamen Fläche beeinflussen, werden durch Messungen identifiziert. Dabei wird untersucht, wie eine verformungsfreie Integration der Aktoren in den Fertigungs- und Montageprozess eingebettet werden kann. Das Potenzial des aktiven Spiegels, Wellenfrontaberrationen zu erzeugen und beugungsbegrenzt zu korrigieren, wird in Kapitel 8 einerseits durch interferometrische Messungen und andererseits in einem anwendungsnahen Wellenfrontmessaufbau untersucht. In Kapitel 9 findet eine Diskussion der Ergebnisse statt.

## 2. Stand des Wissens

Dieses Kapitel gibt einen Überblick über die notwendigen Grundlagen für den theoretischen und experimentellen Teil dieser Arbeit. Nachdem wichtige Begriffe im Zusammenhang mit Aberrationen in Teleskopen und deren statische und aktive Korrektur eingeführt werden, wird im Speziellen der Stand der Wissenschaft hinsichtlich passiver und aktiver Metalloptiken dargestellt. Für die Entwicklung aktiver Metalloptiken wird im Anschluss vertieft auf Krafteintrag und Verformung von Spiegelsubstraten sowie auf die dafür notwendige Aktorik eingegangen.

### 2.1. Aberrationen in Weltraumteleskopen und Ansätze zur Korrektur

**Teleskope.** Im 17. Jahrhundert wurden zeitgleich refraktive und reflektive Teleskope entwickelt. 1610 veröffentlichte *Galileo Galilei* seinen Refraktor *telescope No. 3*, mit welchem er unter anderem die Jupitermonde entdeckte. *Marin Mersenne* veröffentlichte 1636 in seiner Schrift *L'Harmonie Universelle* erstmalig Überlegungen zu Teleskopen mit ausschließlich reflektiven optischen Elementen. *James Gregory* (1638-1675), *Isaac Newton* (1643-1727) und *Laurent Cassegrain* (1629-1693) beschrieben kurze Zeit später die heute bekannten Typen von 2-Spiegelteleskopen. Neben zahlreichen erdgebundenen Teleskopen, die bis heute errichtet wurden, wurde Mitte des letzten Jahrhunderts mit der Entwicklung von Weltraumteleskopen begonnen. Obwohl die Inbetriebnahme solcher Instrumente einen erheblichen technologischen und logistischen Mehraufwand erfordert, werden sie aufgrund ihrer Vorteile gegenüber Observatorien auf der Erde kontinuierlich weiterentwickelt [139]. Größter Vorteil ist die Positionierung außerhalb der Erdatmosphäre, welche aufgrund ihrer optischen Eigenschaften die Detektion von Gamma-, Röntgen- und Infrarotstrahlung deutlich einschränkt. Zudem erschweren atmosphärische Turbulenzen eine aberrationsarme Beobachtung. Das erste Weltraumteleskop, welches im sichtbaren Licht Beobachtungen durchführte, war der Satellit *HIPPARCOS*<sup>1</sup> - ein 29-cm Schmidt-Teleskop<sup>2</sup>. Weitere Vertreter für diesen Spektralbereich sind das *HST*<sup>3</sup>, *COROT*<sup>4</sup>, *Kepler* (2009) und *Gaia* (2013). *COROT* war das erste Instrument, welches gezielt für die Suche nach extrasolaren Planeten mithilfe des Transitverfahrens entwickelt wurde. Für Weltraumteleskope, die im optischen oder infraroten Spektralbereich arbeiten, findet die Ritchey-Chrétien (RC) Anordnung häufig Anwendung (*HST*,

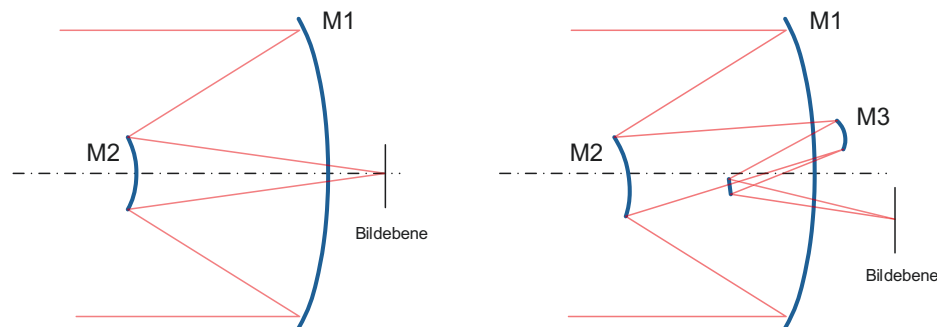
<sup>1</sup>High Precision Parallax Collecting Satellite (1989)

<sup>2</sup>Spiegelteleskop mit refraktiver Korrekturoptik

<sup>3</sup>Hubble Space Telescope, (1990)

<sup>4</sup>Correction Rotation and Planetary Transits, (2006)

*Herschel Space Observatory* (2009), *SST*<sup>5</sup>, *SPICA*<sup>6</sup>, *ISO*<sup>7</sup>, *IRAS*<sup>8</sup>, *GALEX*<sup>9</sup>). Diese Weiterentwicklung des Cassegrain-Teleskops ermöglicht durch den Einsatz hyperbolisch geformter Haupt- und Sekundärspiegel eine komafreie Abbildung [77]. Die Designs der geplanten Teleskope *JWST*<sup>10</sup>, *WFIRST*<sup>11</sup> [21], *Euclid* (2022, geplant), *LUVOIR*<sup>12</sup> und *HabEx*<sup>13</sup> [98] nutzen eine Anordnung aus drei hyperbolischen Spiegeln (*Three-Mirror Anastigmat* bzw. *Korsch-Anordnung*), welche die Minimierung von Koma, Astigmatismus und sphärischer Aberration ermöglicht. Abb. 2.1 zeigt schematisch die typischen Anordnungen mit zwei oder drei Spiegeln.



**Abbildung 2.1.:** Schematische Darstellung eines Ritchey-Chrétien-Teleskops (links) und einer Drei-Spiegel-Anordnung (Three-Mirror Anastigmat - TMA) (rechts).

**Auflösungsvermögen.** Fällt paralleles Licht einer Punktquelle auf eine kreisrunde Öffnung eines optischen Systems entsteht ein Beugungsbild, welches durch Interferenz im Zentrum hell und von einem dunklen Ring umgeben ist (Airy-Scheibchen). Das Auflösungsvermögen dieses Systems beschreibt den kleinsten Winkelabstand  $\varphi$ , der sich teilweise überdeckenden Airy-Scheibchen zweier Objekte, der gerade noch getrennt beobachtet werden kann. So gilt für eine kreisrunde Öffnung eines solchen Systems

$$\varphi = 1.22 \cdot \frac{\lambda}{D} \quad (2.1)$$

wobei  $D$  der Durchmesser der Öffnung und  $\lambda$  die Beobachtungswellenlänge ist. Bei erdgebundenen Teleskopen kann das so berechnete Auflösungsvermögen aufgrund atmosphärischer Störungen (Szintillation) nicht ohne Weiteres erreicht werden. Durch diese Störungen

<sup>5</sup>Spitzer Space Telescope, (2003)

<sup>6</sup>Space Infrared Telescope for Cosmology and Astrophysics, (2032, geplant)

<sup>7</sup>Infrared Space Observatory (1995)

<sup>8</sup>Infrared Astronomical Satellite (1983)

<sup>9</sup>Galaxy Evolution Explorer (2003)

<sup>10</sup>James Webb Space Telescope, (2021, geplant)

<sup>11</sup>Wide Field Infrared Survey Telescope, (2025, geplant)

<sup>12</sup>Large UV/Optical/IR Surveyor (Ende 2030er, geplant)

<sup>13</sup>Habitable Exoplanet Observatory (2032, geplant)

kann der Bilddurchmesser (Beugungsscheibchen einer Punktquelle) einer Langzeitbelichtung bis auf 1 Bogensekunde ansteigen. Bereits mit Kleinteleskopen mit einem Durchmesser von etwa 10 cm kann die maximal atmosphärisch bedingte Winkelauflösung erreicht werden. Erst der Einsatz adaptiver Optik (siehe unten) kann das Auflösungsvermögen der Teleskope mit Hauptspiegeldurchmessern von  $D > 10$  cm deutlich steigern.

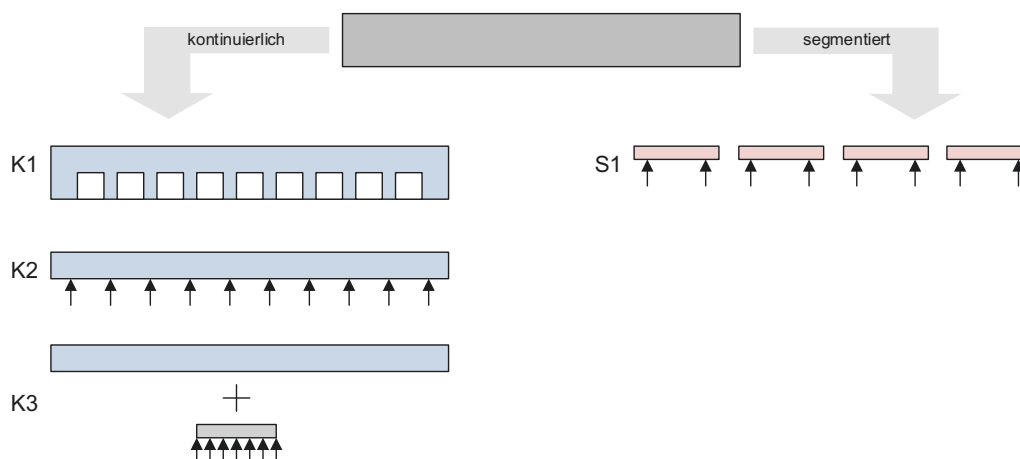
**Lichtstärke.** Durch die Öffnung oder den Durchmesser des Teleskops wird die Auffangfläche für das Licht eines Objekts bestimmt. In der Brennebene (auf dem Empfänger) wird der gesamte Lichtstrom abgebildet. Das Licht einer Punktquelle im Fernfeld verteilt sich auf dem Empfänger aufgrund des Auflösungsvermögens des Teleskops auf eine Fläche wobei die maximale Lichtstärke auf

$$I = \left(\frac{D}{\lambda}\right)^2 \cdot \left(\frac{D}{f}\right)^2 \quad (2.2)$$

begrenzt wird. Bei einem definierten Öffnungsverhältnis ( $D/f$ ) steigt  $I$  proportional zu  $D^2$ . Die Lichtstärke steigt mit größer werdendem Spiegeldurchmesser. Ist das beobachtete Objekt größer als das Beugungsscheibchen (Flächenquelle), so ist die Lichtstärke proportional zu  $(D/f)^2$ . Sowohl für das Auflösungsvermögen als auch für die Lichtstärke eines Teleskops spielt die Größe des Hauptspiegels, also die lichtsammelnde Fläche, eine wesentliche Rolle. Bei der Beobachtung flächenhafter Objekte steigert ein großes Öffnungsverhältnis ( $D/f$ ) das Leistungsvermögen des Instruments [136].

**Teleskophauptspiegel.** Die zuvor dargelegten Zusammenhänge zu Auflösungsvermögen und Lichtstärke verdeutlichen, dass zur Leistungssteigerung neuer astronomischer (katoptrischer) Instrumente der Hauptspiegeldurchmesser vergrößert werden muss. Gleichzeitig wird aber die Fertigung solcher Spiegel mit hoher Oberflächengenauigkeit (z.B. Wellenfrontfehler  $< \lambda/10$ ) mit größer werdendem Durchmesser aufwendiger. Um eine hohe Oberflächenqualität zu erreichen, muss typischerweise das Aspektverhältnis, d.h. das Verhältnis des Spiegeldurchmessers zu seiner Substratdicke ( $D/h$ ) konstant - und möglichst klein bleiben. Mit größerem Durchmesser muss sich dementsprechend die Substratdicke vergrößern. Neben den dadurch steigenden Anforderungen an die Bearbeitungsmaschinen und die Metrologie folgt unmittelbar ein Volumen- und Masseanstieg. Beides steht dem stets geringen Massebudget einer Weltraummission entgegen. Zur Kompensation des Masseanstiegs der Teleskophauptspiegel haben sich zunächst zwei Methoden etabliert, welche in Abb. 2.2 dargestellt sind: (K1) Die Fertigung kontinuierlicher, monolithischer Spiegelsubstrate mit rückseitigen Leichtgewichtsstrukturen, bzw. (S1) die Kombination mehrerer Spiegelsegmente zu einem Hauptspiegel.

Durch eine Segmentierung (S1) ist es möglich, das Aspektverhältnis eines Segments auch bei kleiner Substratdicke klein zu halten. Der technologische Aufwand zur Fertigung der ein-



**Abbildung 2.2.:** Schematische Darstellung möglicher technischer Umsetzungen von Teleskophauptspiegeln. In K1-K3 sind Varianten für kontinuierliche Spiegelsubstrate dargestellt. K1: kontinuierliches Substrat mit rückseitiger Leichtgewichtsstruktur, K2: kontinuierliches Substrat mit rückseitigen aktiven Stützstellen, K3: kontinuierliches Substrat mit kleinem Aspektverhältnis und einem zusätzlichen aktiven/deformierbaren Spiegel. In S1 ist ein segmentiertes, aktives Spiegelsubstrat dargestellt.

zelenen Segmente ist dadurch wesentlich geringer als die Fertigung eines kontinuierlichen Substrats mit gleichem Gesamtdurchmesser und gleicher Dicke. Zudem kann - bei Weltraummissionen - durch eine geeignete (Falt-)Mechanik das Transportvolumen reduziert und somit auf bestehende Transportraketen zurückgegriffen werden. Parallel steigen jedoch die Anforderungen an Montage und Justage. Während kontinuierliche Hauptspiegelsubstrate von Weltraumteleskopen in der Regel unmittelbar nach der Positionierung an ihrem Bestimmungsort einsatzbereit sind, müssen die Segmente eines geteilten Spiegels zunächst in gleiche Phasenlage gebracht werden (Phasing, Co-phasing). Neben einer dafür notwendigen, aufwändigen aktiven Mechanik zur Segmentpositionierung, welche auch das Risiko eines Totalausfalls birgt, sind außerdem der Lichtverlust in den Flächenunterbrechungen und Beugungs- bzw. Streueffekte an den Segmentkanten nachteilig. Beispiele für geteilte Hauptspiegel mit direkt aneinanderliegenden Segmenten sind das *Keck-Observatorium* [99], das *GTC*<sup>14</sup> [34], das *TMT*<sup>15</sup> [130] und das *ESO ELT*<sup>16</sup> [33] als Vertreter für erdgebundene Teleskope. Das *JWST*, *LUVOIR* und das *OST*<sup>17</sup> [88] sind Vertreter für Weltraumteleskope mit segmentierten Hauptspiegeln. Redding [111] stellt ein Konzept (*ATLAS-T16*) vor, bei welchem ein 16-Meter Hauptspiegel aus deformierbaren Segmenten besteht. Bei der technischen Umsetzung von kontinuierlichen Spiegelsubstraten sind drei Ansätze bekannt, die bei hoher optischer Qualität Volumen und Masse des Hauptspiegels reduzieren. Ein erster Ansatz ist die Reduktion der Masse durch Integration einer Leichtgewichtsstruktur. Im We-

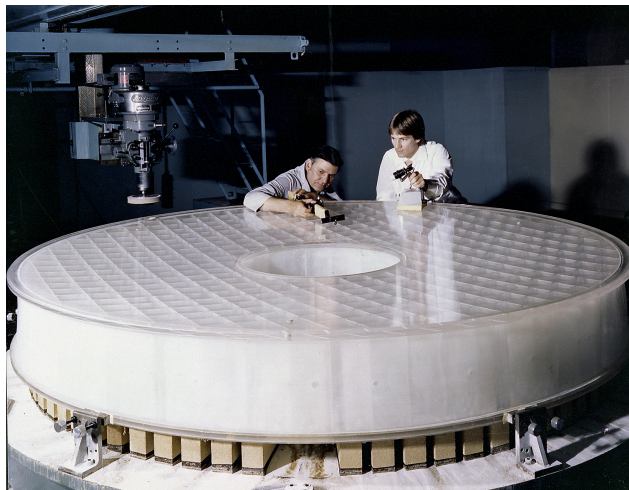
<sup>14</sup>Gran Telescopio Canarias

<sup>15</sup>Thirty Meter Telescope, geplant für 2027

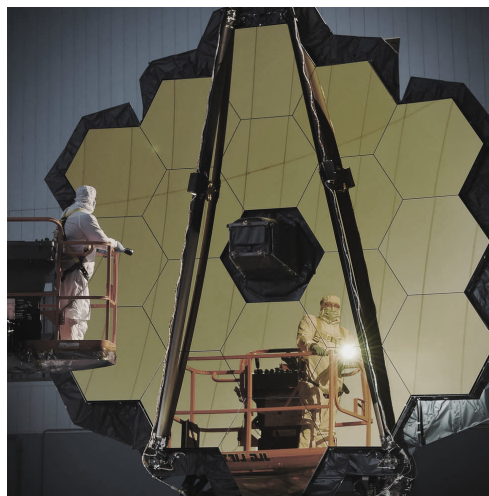
<sup>16</sup>Extremely Large Telescope, geplant für 2025

<sup>17</sup>Origins Space Telescope

sentlichen bedeutet dies das Weglassen von Substratmaterial – besonders an den Stellen, die zur Beibehaltung der Substratsteifigkeit wenig Relevanz haben. So ist der Hauptspiegel des HST mit einer innen liegenden Stützstruktur versehen, die bei niedriger Masse eine vergleichsweise hohe Steifigkeit besitzt [100] [28].



**Abbildung 2.3.:** Hauptspiegel des Hubble-Space-Telescope während der Fertigung. Vor der Beschichtung ist die innen liegende Leichtgewichtsstruktur deutlich zu erkennen. Bildrechte: NASA.



**Abbildung 2.4.:** Inspektion der zusammengesetzten Segmente des James-Webb-Space-Telescope. Bildrechte: NASA/C.Gunn.

Viele kontinuierliche Hauptspiegel bestehender Weltraumteleskope oder erdgebundener Observatorien sind aus Quarzglas<sup>18</sup>, Glaskeramik (*ZERODUR*<sup>®</sup>) oder Silikatglas (*ULE*<sup>®19</sup>) gefertigt. Die beiden letztgenannten Werkstoffe sind gerade wegen ihrer niedrigen linearen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten besonders zur Fertigung von Hauptspiegeln geeignet. Durch die Entwicklung und der Einsatz von Substratwerkstoffen mit höherer spezifischer Steifigkeit (Verhältnis aus Elastizitätsmodul und Dichte des Werkstoffs) kann die Masse der Spiegelsubstrate weiter reduziert werden. Zu diesen Werkstoffen zählen Beryllium<sup>20</sup>, Siliziumkarbid<sup>21</sup> (SiC) bzw. kohlefaser-verstärktes Siliziumkarbid (*Cesic*<sup>®</sup>) [52] [81]. Nachteilig sind hier die Toxizität bei der Bearbeitung von Beryllium bzw. der höhere technologische Aufwand zur Bearbeitung von SiC oder *Cesic*<sup>®</sup> im Vergleich zu Gläsern oder Glaskeramiken. Die Ansätze K2 und K3 (Abb. 2.2) verbinden die Fertigung kontinuierlicher dünner Spiegelsubstrate (großes Aspektverhältnis) mit der Nutzung von Stellelementen zur Korrektur fertigungsbedingter Formfehler. Im Ansatz K2 findet eine direkte Verformung des Substrats durch die Integration von aktiven Stellelementen (Aktoren) statt. Demonstriert wurde dieser Ansatz erstmalig für erdgebundene Teleskope im *ESO NTT*<sup>22</sup> [29] bzw. durch die

<sup>18</sup>Quarzglas: ISO, GALEX

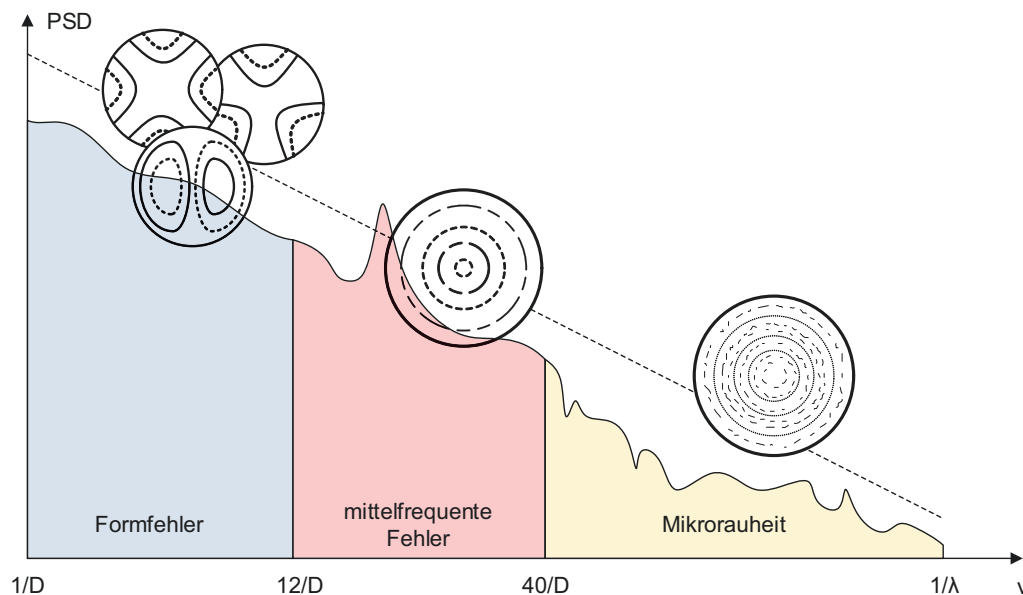
<sup>19</sup>Ultra Low Expansion Glass: HST, WFIRST

<sup>20</sup>Beryllium: IRAS, SST, JWST

<sup>21</sup>SiC: Herschel Space Telescope, SPICA

<sup>22</sup>New Technology Telescope

im *ESO VLT*<sup>23</sup> integrierten aktiven Hauptspiegel [30] [31]. Aktive Hauptspiegel werden später in diesem Abschnitt näher erläutert. Ansatz K3 sieht die Integration eines zusätzlichen Korrekturlements vor, welches den durch ein deformiertes optisches Element (Hauptspiegel, Sekundärspiegel) induzierten Wellenfrontfehler kompensiert. Dieses Korrekturlement kann entweder selbst durch Stellelemente verformbar sein (z.B. ein deformierbarer Spiegel) oder eine statische Form aufweisen (Korrekturspiegel, refraktives Korrekturlement). Beide zuletzt genannten Ansätze (K2, K3) erlauben einerseits die Reduzierung der Masse durch kleinere Substratdicken und andererseits die Reduzierung der Fertigungstoleranzen bei der Herstellung der Hauptspiegel, da durch aktive Stellelemente (oder ein statisches Korrekturlement) fertigungsbedingte Formfehler kompensiert werden können. Aufgrund des Masseanstiegs bei der Verwendung von leistungsstarken und dadurch oft massereichen aktiven Stellelementen direkt am Hauptspiegel (K2) ist die Integration eines zusätzlichen kleineren Korrekturlements für den Einsatz im Weltraum sinnvoll [139].



**Abbildung 2.5.:** Schematische Darstellung der spektralen Leistungsdichte über der Ortsfrequenz für ein optisches Element (nach [49]).

Ursachen für (monochromatische) Aberrationen in Teleskopsystemen sind im Wesentlichen auf Oberflächenfehler des Hauptspiegels zurückzuführen [103]. Diese können, übertragen auf die satellitenbasierte Beobachtung, in vier Kategorien eingeteilt werden: (1) Oberflächenfehler, die auf die Fertigung des Spiegelsubstrats zurückzuführen sind. Darunter zählen niederfrequente Formfehler (Zernike) sowie mittel- und hochfrequente Fehler (Rauheit). Letztere sind z.B. durch Schleif- oder Polierprozesse entstanden und können nicht durch die hier vorgestellte Art der aktiven Korrektur adressiert werden. (2) Die Fassung bzw. Montage

<sup>23</sup>Very Large Telescope

des Spiegelsubstrats, die häufig durch 3-Punkt-Fixierungen realisiert wird, verursacht im Wesentlichen niederfrequente Formabweichungen. Charakteristisch ist der Dreiblattfehler. Der Verlust der Gravitation im Orbit (3) und thermoelastische Effekte (4) durch unterschiedliche Sonneneinstrahlungswinkel etc., führen ebenso zu Spiegeldeformationen mit niedrigen Raumfrequenzen. Dabei führen die Ursachen (1)-(3) zu statischen Aberrationen, wohingegen thermische Effekte (4) aufgrund ihrer zeitlichen Änderung zu dynamischen Aberrationen zählen - wenngleich deren Frequenz sehr gering sein kann. Abb. 2.5 zeigt die schematische Darstellung der spektralen Leistungsdichte eines optischen Elementes über die Ortsfrequenz. Dabei sind die räumlich niederfrequenten Fehler, also fertigungsbedingte sowie fassungs- und thermisch induzierte Formfehler links und räumlich höherfrequente, fertigungsbedingte Fehler in der Mitte bzw. rechts dargestellt. Während niederfrequente Formfehler die Auflösung eines optischen Systems beeinflussen, trägt die hochfrequente Mikrorauheit zur Reduzierung des Kontrastes bei. Die Tabelle 2.1 listet beispielhaft niederfrequente, durch die erwähnten Effekte hervorgerufene Aberrationen in Form von Zernike-Moden auf. Die hier angegebenen Amplituden (RMS und PV) für die jeweiligen Aberrationen sind grundsätzlich abhängig vom Teleskopdesign und insbesondere von den mechanischen und thermischen Eigenschaften des Hauptspiegels. Es kann jedoch angenommen werden, dass die qualitative Verteilung der Amplitudenwerte typisch ist und die PV-Werte auf diese Weise eine grobe Abschätzung für den notwendigen Dynamikbereich des aktiven Spiegels liefern. Die angegebenen Werte orientieren sich an Anforderungen an eine Korrekturoptik für Weltraumteleskope in einer Ausschreibung der Europäischen Weltraumorganisation<sup>24</sup>.

**Tabelle 2.1.:** Bezeichnungen der adressierten Zernike-Moden mit RMS-Werten für die jeweiligen Amplituden sowie den Faktoren [85] zur Berechnung der PV-Werte. [73]

Bezeichnung	Amplitude RMS / nm	Umrechnungsfaktor	Amplitude PV / nm
Koma	300	$4\sqrt{2}$	1697
Astigmatismus	200	$2\sqrt{6}$	980
sphär. Aberration	75	$2\sqrt{5}$	335
Dreiblattfehler	50	$4\sqrt{2}$	283
Ast. 2. Ordng.	50	$2\sqrt{10}$	316
Vierblattfehler	50	$2\sqrt{10}$	316
Dreiblattf. 2. Ordng.	50	$4\sqrt{3}$	346
Fünfbblattfehler	50	$4\sqrt{3}$	346
Vierblattf. 2. Ordng.	50	$2\sqrt{14}$	374

Es wird deutlich, dass niederfrequente Wellenfrontfehler mit einer Amplitude von wenigen Mikrometern korrigiert werden müssen, um monochromatische Aberrationen (z.B. sphärische Aberrationen, Koma, Astigmatismus, Verzeichnung, Bildfeldkrümmung) des optischen Sys-

<sup>24</sup> AO/1-7955/14NL/KML - Active Optics correction chain for large monolithic mirrors



tems zu minimieren, also dessen optische Abbildungsqualität insbesondere die Auflösung zu verbessern [49][57].

**Statische (nicht-aktive) Wellenfrontkorrektur.** Schon frühzeitig wurden bei der Entwicklung von erdgebundenen Observatorien Strategien erarbeitet, um die Formfehler der Hauptspiegel bzw. die Bildfehler der Gesamtsysteme zu minimieren. Neben der Weiterentwicklung der Fertigungstechnologien zur Herstellung kontinuierlicher Spiegelsubstrate, wie die Formgebungsverfahren Schleifen und Polieren, wurden hauptsächlich mechanische Aspekte stets verbessert [64]. Wie bereits erwähnt, konnte durch die Vergrößerung der Spiegeldicke sowie durch die Integration spezieller Leichtgewichtsstrukturen (Rippen, Waben) die Steifigkeit deutlich gesteigert werden, was direkt zur Verbesserung der Formgebung und somit zu einer Steigerung der optischen Qualität führte. Parallel dazu waren neue Konzepte zur Montierung und Fassung der optischen Elemente notwendig, um den Einfluss der Gravitation auf die Oberflächenform zu reduzieren. Eine weitere Möglichkeit, die zu einer Verbesserung der optischen Qualität der Teleskope führt, ist die Integration von statischen Korrektur Elementen. Das bekannteste in erdgebundenen und Weltraumteleskopen eingesetzte statische Korrektur Element ist die Schmidt-Platte [77]. Damit ausgestattete Instrumente werden auch als Schmidt-Teleskop oder Schmidt-Kamera bezeichnet. Die Schmidt-Platte ist ein refraktives Korrektur Element (Korrekturlinse) und sitzt in der doppelten Brennweite eines sphärischen Hauptspiegels. Durch die Oberflächenform und ihre lichtbrechenden Eigenschaften wird die sphärische Aberration korrigiert, wodurch das Gesichtsfeld des Teleskops deutlich vergrößert werden kann. Die Integration der Schmidt-Platte erweitert ein Teleskop zu einem katadioptrischen Instrument. Durch eine Öffnungsblende im selben Abstand zum Hauptspiegel wird auch die Koma minimiert. Das *Alfred-Jensch-Teleskop* der *Thüringer Landessternwarte* in Tautenburg ist mit einem Hauptspiegeldurchmesser von zwei Metern das weltweit größte Schmidt-Teleskop. Die bekannteste Korrektur statischer Aberrationen in Weltraumteleskopen wurde im Rahmen des *Hubble Aberration Recovery Program* entwickelt. Dabei wurden die Instrumente COSTAR<sup>25</sup> und WF/PC-II<sup>26</sup> mit statischen Elementen zur Korrektur des Hauptspiegelfehlers im *HST* ausgestattet und in der ersten *Service Mission* (SM1) installiert.

Nachdem festgestellt wurde, dass das *HST* einer deutlichen sphärischen Aberration unterworfen ist, wurden unabhängige Untersuchungen durchgeführt [116] [42], um den verantwortlichen konischen Fehler des Hauptspiegels zu ermitteln. In diesen Untersuchungen hat man sowohl Messdaten aus der Herstellung des Hauptspiegels als auch die aberrierten Kamerabilder analysiert. Die Ergebnisse der verschiedenen Methoden wurden letztendlich gemittelt und führten zum optischen Design der eben genannten Instrumente [112]. Durch

---

<sup>25</sup>Corrective Optics Space Telescope Axial Replacement

<sup>26</sup>Wide Field and Planetary Camera 2



**Abbildung 2.6.:** Galaxie Messier 100 (NGC4321) vor (links) und nach (rechts) der Integration der Korrekturoptik. Bildrechte: NASA/STScI.



**Abbildung 2.7.:** Korrekturspiegel im Instrument CO-SSTAR. Bildrechte: NASA.

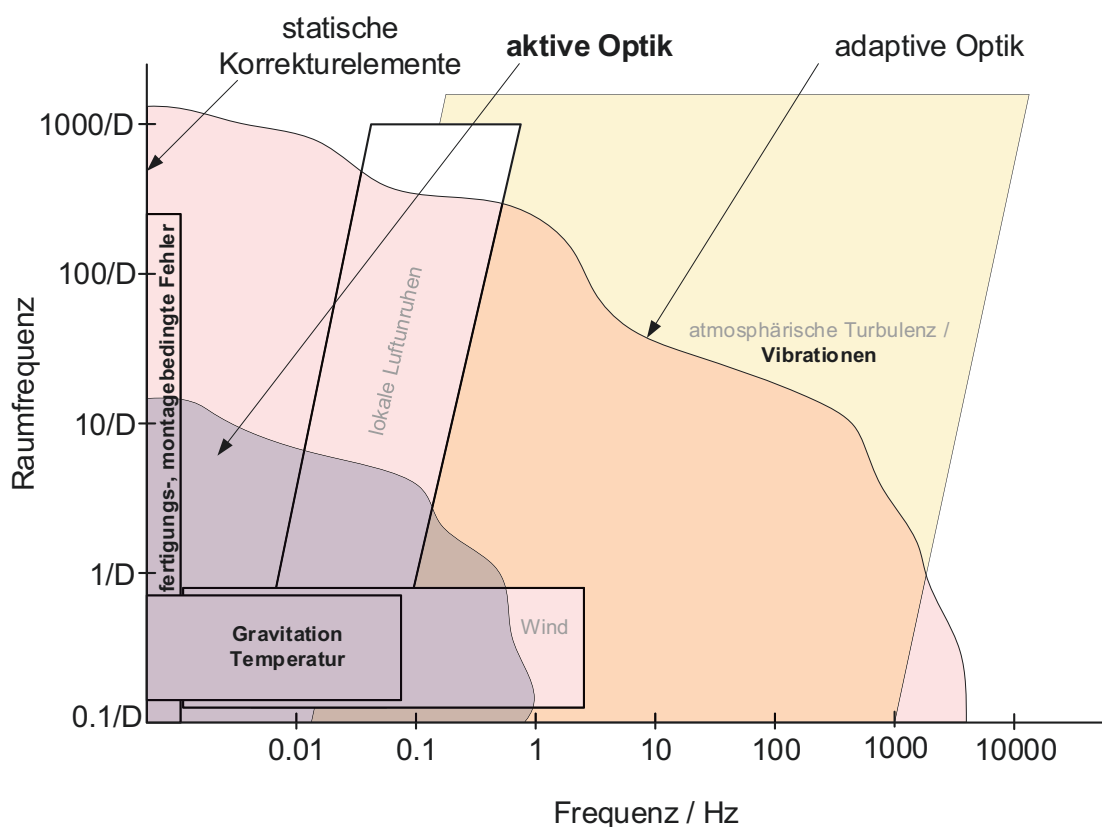
genaue Analyse der Einsatzbedingungen können thermisch oder gravitationsinduzierte Aberrationen eines einzelnen optischen Elements oder eines ganzen Systems durch analytische oder numerische Methoden vorhergesagt werden. Guo [51] zeigt welchen Einfluss eine 0g-Umgebung auf die Abbildungsqualität eines Weltraumteleskops haben kann und mit welchen Methoden diese experimentell untersucht werden können. Die dadurch ermittelten Aberrationen können dann für die Entwicklung einer statischen Korrektur genutzt werden. Ebenso ist es möglich z.B. einen durch den Bimetalleffekt hervorgerufenen Formfehler eines Metallspiegels für die jeweilige Einsatztemperatur vorherzusagen und durch geeignete Fertigungs- bzw. Korrekturtechnologien zu kompensieren. Vorkompensationen dieser Art und die Einführung von optischen Freiformflächen zählen ebenfalls zur statischen Korrektur von Wellenfrontaberrationen [122]. Hartung zeigt in [56] die theoretische (Vor-)kompensation statischer Deformationen von zwei metallischen Freiformspiegeln auf einem Substrat. Das Ergebnis dieser Untersuchung kann in ein CAD-Modell überführt werden, aus welchem z.B. ein Werkzeugpfad für die ultrapräzise Diamantbearbeitung zur Fertigung des vorkompensierten Spiegelsubstrats erzeugt werden kann. Eine weitere Methode thermisch induzierter Deformationen der optischen Elemente entgegenzuwirken ist die thermische Anpassung der Substrat- und Schichtmaterialien. So wurde zum einen die Entwicklung von Materialien mit sehr geringer thermischer Dehnung und zum anderen die Verbesserung der Wärmeleitung in den optischen Elementen vorangetrieben. Damit können sowohl globale Temperaturunterschiede als auch lokale Temperaturänderungen (Gradienten), die zu Dimensionsänderung oder Deformation von optischen Elementen oder deren Peripherie führen, reduziert werden. Hauptvertreter der Werkstoffe zur Herstellung athermalen, d.h. thermisch unsensibler Optiken, sind die Glaskeramik *ZERODUR*<sup>27</sup> und das Titanium-Silikatglas *ULE*<sup>28</sup>. Die Herstellungsprozess bzw. die chemische Zusammensetzung beider Werkstoffe führt zu extrem ge-

---

<sup>27</sup>Schott AG

<sup>28</sup>Corning Inc.

ringen linearen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten, wodurch die Fertigung thermisch stabiler Optiken ermöglicht wird. *Invar*, eine Legierung aus Eisen und Nickel besitzt einen ähnlichen linearen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten (CTE) und ist daher als Werkstoff passende thermisch stabile Mechanikkomponenten (Fassungselemente, Halterungen, ...) geeignet. Zur Reduktion thermisch induzierter Deformationen bei beschichteten Spiegelträgern wird versucht den CTE von Spiegelträger und Schicht anzupassen [74]. Mithilfe statischer Korrektur Elemente ist es möglich, eine bestimmte Wellenfrontaberration für eine bestimmte Applikation mit hoher Qualität, also geringem Restfehler, zu kompensieren. Ändern sich Art und Amplitude der Aberrationen zeitlich z.B. infolge einer Änderung der Umgebungsbedingungen so tritt diese Form der Wellenfrontkorrektur an ihre Grenzen. Bis in die 80er Jahre des letzten Jahrhunderts waren alle Teleskope der Erde passiv. Nach der Inbetriebnahme der Anlagen war bis auf die Korrektur des Fokus oder manuelle Manipulation einzelner optischer Elemente keine Veränderung der Optik möglich. Erst die Einführung der aktiven Optik und später mit der Einführung der adaptiven Optik wurde die Manipulation optischer Elemente zur Steigerung der optischen Performance des Teleskops - auch während einer Beobachtung - möglich [103].



**Abbildung 2.8.:** Definition von aktiver und adaptiver Optik über die Einteilung der Frequenzbereiche von Wellenfrontaberrationen verschiedener Quellen. Die Raumfrequenz der Aberrationen ist hier auf den Teleskopdurchmesser  $D$  bezogen (nach [64] und [103]).

Abb. 2.8 zeigt die Quellen von Wellenfrontaberrationen für die erdgebundene und satellitenbasierte Beobachtung aufgeteilt hinsichtlich ihrer zeitlichen ( $f$ ) und räumlichen Frequenz. Statische Korrekturlemente, wie sie oben zur Korrektur fertigungs- und montagebedingter Formfehler beschrieben wurden, sind lediglich in der Lage die Ordinatenachse ( $f = 0$ ) dieses Diagramms zu adressieren. Aberrationen mit zeitlicher Änderung ( $f > 0$  Hz bis  $f > 1000$  Hz) erfordern den Einsatz **aktiver oder adaptiver Optik**. Nach der hier gezeigten Einteilung werden räumlich und zeitlich niederfrequente Aberrationen durch eine aktive Optik korrigiert. Dies betrifft im Wesentlichen die fertigungs- und montagebedingten Fehler sowie durch Gravitation und Temperatur induzierte Verformungen optischer Elemente. Unter adaptiver Optik wird hier die Kompensation von räumlich und zeitlich höherfrequenten Aberrationen verstanden. Darunter zählen für den Fall der erdgebundenen Beobachtung Wind bzw. lokale Luftunruhen sowie atmosphärische Wellenfrontstörungen. In Weltraumteleskopen können durch eine adaptive Optik auch durch das Instrument selbst hervorgerufene zeitlich höherfrequente Vibrationen korrigiert werden. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen beziehen sich auf eine langzeitstabile aktive Optik für die satellitenbasierte Beobachtung mit geringer zeitlicher und räumlicher Frequenz. Im Wesentlichen sind das fertigungsbedingte Formabweichungen einzelner optischer Komponenten sowie Formabweichungen durch Änderung von Gravitation und Temperatur.

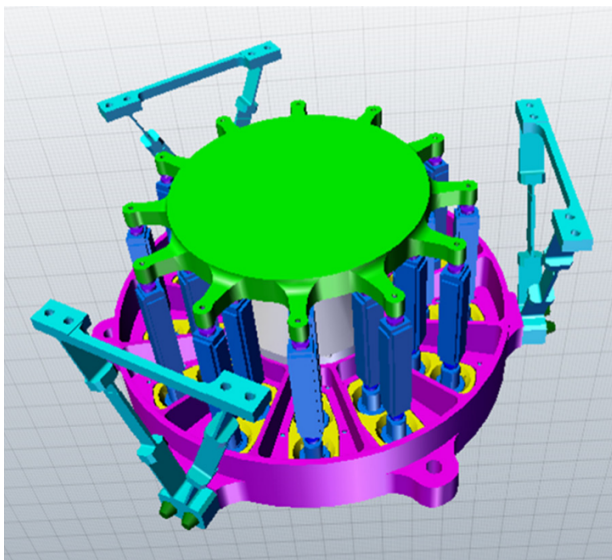
### 2.1.1. Aktive und adaptive Optik für Weltraumteleskope

Im Gegensatz zu erdgebundenen Teleskopen sind die Quellen für höherfrequente Wellenfrontaberrationen wie atmosphärische Turbulenz, lokale Luftunruhen oder Wind für Weltraumteleskope irrelevant. Dennoch wird der Einsatz adaptiver Optik für eine Vielzahl solcher Instrumente diskutiert bzw. ist bereits implementiert. Bei der Suche nach Exoplaneten ist die Auswertung der Bilddaten mit dem Problem konfrontiert, dass sich die Helligkeiten des Planeten und seines zugehörigen Sterns in der Größenordnung  $10^9$  unterscheiden. Um dennoch das schwache Licht des Planeten zu detektieren und zu analysieren, muss die Helligkeit des Sterns z.B. durch Abschattung mit Blenden oder destruktive Interferenz mit diffraktiven Elemente minimiert werden (Koronagrafie). Die Detektion des restlichen Lichts wird durch an der Teleskopapertur gebeugtes Licht oder Streulicht und hochfrequente Fehler der Teleskopoptik deutlich verschlechtert. Hier kann adaptive Optik zur Kompensation dieser Aberrationen zum Einsatz kommen [94][133]. Diese Technologie, bei der deformierbare Spiegel mit einer großen Anzahl an Aktoren ( $>1000$ ) verwendet werden, ist z.B. für den Einsatz im *JWST* [80], *WFIRST* [123], *LUVOIR* [45], *HabEX* [98] und *SPICA* [79] geplant. Die in Instrumenten dieser Missionen vorgesehenen MEMS-DMs<sup>29</sup> (Abb. 2.10) stellen bedingt durch ihre Fertigungstechnologie eine hohe Anzahl an Aktoren zur Verfügung

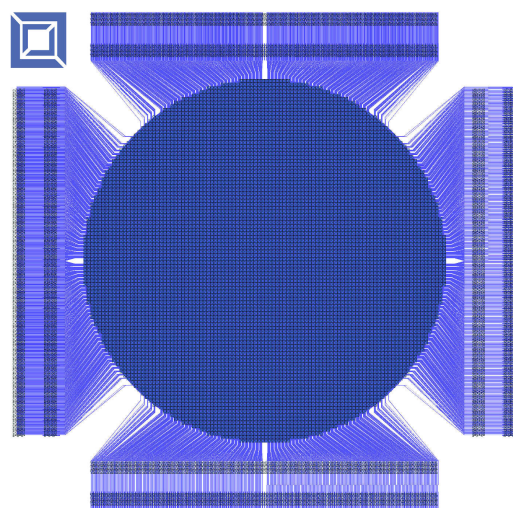
---

<sup>29</sup>Micro-Electro-Mechanical Systems Deformable Mirror

und sollen im Weltall, zunächst in einem Kleinsatellit (CubeSats), getestet werden [2]. Zur Korrektur niederfrequenter Fehler in Weltraumteleskopen werden verschiedene Konzepte für deformierbare Spiegel untersucht. Unimorphe Spiegel, die eine Deformation durch eine aktive piezoelektrische Schicht zusammen mit einem dünnen Spiegelsubstrat erzeugen wurden bereits von mehreren Institutionen aufgebaut und für den Einsatz unter Weltraumbedingungen getestet und/oder qualifiziert [107][125][110]. In [83] wird die Entwicklung eines aktiven Spiegels vorgestellt, bei dem ein dünnes Spiegelsubstrat an 57 elektromagnetisch Aktoren gekoppelt ist. Der Demonstrator wurde als deformierbarer Spiegel (M5) für ein 3,5-Meter-Teleskop zur Himmels- oder Erdbeobachtung entwickelt. Briguglio stellt in [18] einen Spiegel mit ähnlichem Konzept vor. In dem Projekt *LATT - Large Aperture Telescope Technology* wird zur Herstellung eines deformierbaren Spiegels ein 1 mm dickes, Spiegelsubstrat aus *ZERODUR®* (D=400 mm) mit 19 elektromagnetischen Aktoren verbunden. Zusätzlich kann über in die leichtgewichtige Basisstruktur des Spiegels integrierte kapazitive Sensoren die Deformation des Substrats gemessen werden. Durch die Verwendung einer elektrostatischen Klemmung des Spiegelsubstrats kann die Funktionsfähigkeit des Spiegels auch nach der Wirkung kritischer Startlasten gewährleistet werden. Die Skalierbarkeit beider zuletzt genannten Konzepte erlaubt grundlegend auch das Design eines aktiven Hauptspiegels. Thales Alenia Space, Thales SESO und LAM<sup>30</sup> haben im Rahmen des Projekts *Mirror actively deformed and regulated for applications in space - MADRAS* einen Spiegeldemonstrator aufgebaut, bei dem zwölf radial angeordnete Aktorpaare mit gegensätzlicher Kraftwirkung am Substratrand Momente erzeugen, mit denen die Spiegeloberfläche gezielt deformiert werden kann (Abb. 2.9). Das Spiegelsubstrat selbst ist aus *ZERODUR®* gefertigt und besitzt eine ak-



**Abbildung 2.9.:** Madras Mirror: Spiegelsubstrat aus *ZERODUR®* mit 24 umlaufenden Aktoren zum Eintrag von Biegemomenten in das Substrat[86].



**Abbildung 2.10.:** Layout eines MEMS-DM. Bildrechte: *Boston Micromachines Corporation*.

<sup>30</sup>Laboratoire d'Astrophysique de Marseille (Frankreich)

tive optische Apertur von 90 mm. Mit diesem Demonstrator konnten Zernike Aberrationen bis zur sechsten Ordnung mit kleinen Restfehlern kompensiert werden [89][86].

## 2.2. Metalloptik für Weltraumapplikationen

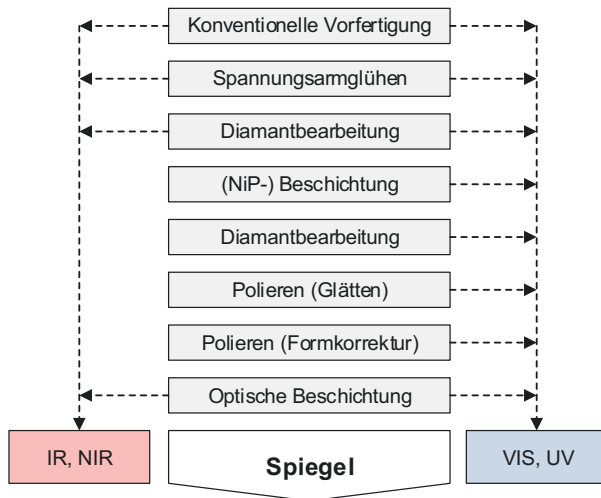
In diesem Kapitel wird detailliert der Stand der Forschung im Hinblick auf Metalloptik für Weltraumapplikationen gezeigt. Grundlegend wird dafür zunächst in die passive Metalloptik eingeführt, deren Fertigungskette eine wichtige Grundlage für die Entwicklung aktiver Metalloptik bildet.

### 2.2.1. Passive Metalloptik

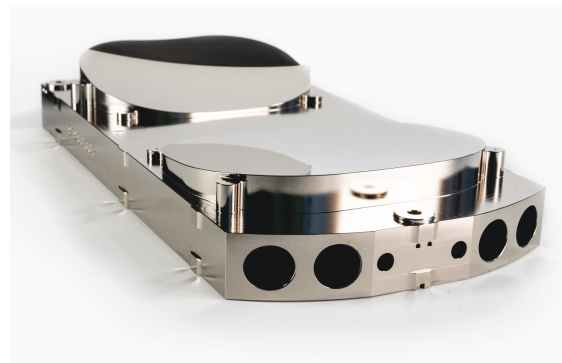
Das Vorhandensein freier Elektronen in metallischen Festkörpern und deren Wechselwirkung mit elektromagnetischen Wellen ist die Grundlage für die optischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe. Das schwingende elektrische Feld des Lichts bringt diese freien Elektronen in einen oszillierenden Zustand in dem die aufgenommene Energie wiederum durch Strahlung abgegeben wird - es entsteht Reflexion. Die materialspezifische Art und Weise der Elektronenanregung bestimmt die Farbe des reflektierten Lichts [15]. Metallische Werkstoffe gelten daher als vielseitige Kandidaten bei der Herstellung spiegelnder Oberflächen. Wurden in vorchristlicher Zeit zunächst nur sehr einfache vergleichsweise schwach reflektierende Oberflächen durch die händische Politur von Kupfer oder Bronzen erzeugt, sind gegenwärtig durch die Anwendung vielschichtiger Fertigungsprozesse außerordentlich hohe optische Qualitäten für ein breites Wellenlängenspektrum erreichbar. Von einfachen Konsumerzeugnissen bis hin zu hochkomplexen Spiegelteleskopen werden Metalloptiken seit Jahrzehnten eingesetzt. Dabei sind die Anforderungen an die optische Oberflächenqualität an die Anwendung beziehungsweise den vorgesehenen Wellenlängenbereich der Anwendung geknüpft. Bezüglich der Oberflächenqualität wird zwischen der Formgenauigkeit und der Güte der reflektierenden Fläche unterschieden. Die Güte ist durch die Reflexionseigenschaften der Oberfläche bestimmt, die im Wesentlichen durch die Rauheit des Substrats und die Beschichtung beeinflusst wird. Die erreichbare Formgenauigkeit ist hauptsächlich durch die Maschinengenauigkeit, die im Schneidprozess (Drehen, Fräsen) auftretenden Kräfte bzw. im Inneren des Werkstücks vorhandenen Spannungen gegeben [101]. Wegen der guten Bearbeitbarkeit und der guten durch Diamantbearbeitung erreichbaren optischen Eigenschaften haben sich Aluminiumwerkstoffe für die Fertigung von Metalloptiken für IR-Anwendungen etabliert. Sind bei Anwendungen auch im nahen infraroten Wellenlängenbereich ( $\lambda \approx 1$  Mikrometer) die Anforderung an Formabweichung und Rauheit durch direkte Diamantbearbeitung eines Al-Spiegelträgers erreichbar, ist im visuellen bzw. ultravioletten Bereich ( $\lambda \leq 100$  Nanometer) eine zusätzliche Schicht sowie eine Formkorrektur-



und Polierfolge notwendig, um beugungsbegrenzte optische Elemente zu erzeugen. Steinkopf [127] beschreibt eine Prozesskette, die sich für die Fertigung von Metalloptiken in einem breiten Anwendungsbereich etabliert hat. Die Abb. 2.11 stellt die einzelnen Elemente dieser Prozesskette zur Fertigung von Optiken sowohl für IR und NIR als auch für VIS und UV dar.



**Abbildung 2.11.:** Prozesskette zur Fertigung von Metalloptiken durch Diamantbearbeitung (nach [127]).



**Abbildung 2.12.:** Metallspiegel nach ultrapräziser Diamantbearbeitung. Bildrechte: Fraunhofer IOF.

Nach der Vorfertigung mit konventionellen Bearbeitungsmaschinen erfolgt das Spannungsmgln des Spiegelträgers. Dies ist notwendig, um restliche im Bauteil vorhandene Spannungen vor der präzisen Bearbeitung durch Diamantdrehen zu eliminieren (künstliches Altern). Eine derartige thermische (zyklische) Behandlung wirkt sich direkt auf die Langzeitstabilität der optischen Qualität der Metalloptik aus [74]. Anschließend erfolgt die erste Diamantbearbeitung, welche die finale Form der Spiegeloberfläche vorgibt. Für IR- bzw. NIR-Spiegel ist dies bereits der letzte Schritt vor der optischen Beschichtung. Durch die Applikation einer zusätzlichen Schicht können die Bearbeitungseigenschaften der Substrate angepasst werden. So kann zum Beispiel der Auftrag einer amorphen Nickel-Phosphor-Schicht auf einen Spiegelträger aus Aluminium die für niedrige Wellenlängenbereiche (VIS, UV) notwendige Polierbarkeit, also die Korrektur von Rauheit und Form, deutlich steigern. In diesem Zusammenhang wurden die thermischen Eigenschaften dieser Materialien umfangreich untersucht. Durch die Kombination bestimmter Aluminium-Silizium-Komposite (AlSi) und Nickel-Phosphor-Schichten (NiP) mit definierten Phosphorgehalten können athermale Spiegelsubstrate erzeugt werden, bei denen Deformationen durch den Bimetalleffekt reduziert oder verhindert werden. Die Anpassung dieser Materialien erfolgt über das Angleichen des CTE für eine bestimmte Temperatur, z.B. die Einsatztemperatur eines Spiegels. Eine Diamantbearbeitung metallischer Substratwerkstoffe erlaubt neben der Fertigung von planen, sphärischen und asphärischen Optiken [105] auch die Herstellung von Freiformen [131][121][9]. Ebenso können zur Reduktion des Justieraufwands eines optischen Systems auch mehre-

re optische Flächen auf ein und demselben Spiegelsubstrat gefertigt werden [55][115]. Die Möglichkeit, funktionsintegrierte optische Bauteile herzustellen, ist eines der wesentlichen Vorteile der metallischen Substratwerkstoffe. Gläser, Keramiken und Verbundwerkstoffe bieten durch kontinuierliche Weiterentwicklung der Materialien und entsprechender Bearbeitungsmethoden zunehmend die Chance Funktionen in das optische Substrat zu integrieren, sind aber dennoch den Metallen in dieser Hinsicht unterlegen. Unter Funktionsintegration wird die Verbindung der eigentlichen optischen Funktion (durch die reflektierende Oberfläche) mit zusätzlichen mechanischen Elementen wie die Fassung, Referenzflächen oder Leichtbaustrukturen verstanden. Auch die Kombination mehrerer optischer Flächen auf ein und dasselbe Substrat ist bereits Stand der Technik. Der Umfang dieser Funktionselemente, die durch eine Dreh- oder Fräsbearbeitung des Werkstücks entstehen wird zunehmend durch additive Fertigungstechnologien erweitert.

### 2.2.2. Aktive Metalloptik

Aktive Metalloptik, also aktive Spiegel deren Spiegelsubstrate vollständig aus einem metallischen Werkstoff gefertigt sind, haben ein breites Anwendungsfeld. Sie werden sowohl in vergleichsweise einfachen Bearbeitungsmaschinen (Laserstrahlschneiden, -schweißen) bei eher geringen Anforderung an die optische Qualität aber auch in komplexen Fertigungssystemen in der Lithographie und mit weitaus höheren Qualitätsansprüchen in bildgebenden Teleskopen eingesetzt. In Laserbearbeitungsmaschinen werden metallische aktive Spiegel implementiert, um den Strahlradius bzw. die Fokuslage zu ändern. Dort werden derzeit vorrangig pneumatische Membranspiegel angeboten, die gleichzeitig den Einsatz eines Kühlmediums innerhalb des Spiegelsubstrats ermöglichen. *LT Ultra* und *Kugler* stellen solche aus Kupfer oder Kupferlegierungen gefertigten Spiegel zur Verfügung, die über eine Luftdruckregelung konkave, plane oder konvexe reflektierende Flächen erzeugen können [91][82]. Eine ähnliche Anwendung ist die Fokusregelung in Laser-Guide-Stars, die den Einsatz adaptiver Optik in Großteleskopen ermöglichen. *Challita* [19] stellt einen Spiegel dieser Art vor. Er ist aus X20Cr13 gefertigt und wird ebenso durch die Druckänderung an der Spiegelrückseite deformiert. Grundlegende Untersuchungen zur definierten Deformation von Spiegelsubstraten mit einem oder mehreren Freiheitsgraden wurden von *Lemaitre* [89] durchgeführt. In seinen Arbeiten wird prinzipiell zwischen krümmungsvariierenden Spiegeln (VCM, Variable Curvature Mirror) und mehrmodigen deformierbaren Spiegeln (MDM, Multimode Deformable Mirror) unterschieden. Bei den VCMs wiederum wird nach kontinuierlicher (CTD) bzw. variabler (VTD) Membrandicke klassifiziert. VCMs - egal welcher Klasse - werden für Fokussieraufgaben wie z.B. die Pupillenverschiebung in Interferometern eingesetzt. Generell aber dort, wo die Korrektur dauerhaft von lediglich einer Mode (Fokus, Koma, Astigmatismus, ...) notwendig ist. Ist für eine bestimmte Anwendung die Korrektur von mehreren Moden erfor-



derlich (hier werden Belichtungssysteme zur Herstellung aberrationskorrigierter Beugungsgitter genannt), kommen MDMs zum Einsatz, bei denen die Deformation durch eine Vielzahl von Aktoren erzielt wird. Ähnlich wie bei *Sawicki* [120] kann die gewünschte Deformation durch das Wirken definierter Drehmomente am Rand des Spiegelsubstrats erzielt werden. *Hugot, Cahllita und Jasko* [66][20][70] haben umfangreiche Untersuchungen durchgeführt, aktive Freiformspiegel durch ein Pressverfahren (Hydroforming) herzustellen. Ein einseitig vorgepoliertes Aluminiumsubstrat wird durch hydraulischen Druck auf eine definierte Form gepresst. Durch die Verformung des Substrats weit über den plastischen Bereich hinaus bleibt diese weitgehend erhalten. Anschließend applizierte Aktoren ermöglichen die aktive Deformation der Spiegelfläche. Ein wesentlicher Nachteil dieses Verfahrens ist die vergleichsweise schlechte Qualität der optischen Oberfläche ( $\geq 10 \mu\text{m RMS}$ ) gerade im Hinblick auf die Verwendung in optischen Instrumenten. Gleichmaßen kann man metallische aktive Primärspiegel von Großteleskopen zur aktiven Metalloptik zählen. *Leblanc* [87] und *Rozelot* [118] haben in den neunziger Jahren des letzten Jahrhunderts den Einsatz von metallischen Substraten anstelle von Glas oder Glaskeramik diskutiert. Im Rahmen des Projekts *Large Active Mirror in Aluminium (LAMA)* wurden Spiegelsubstrate bis zu einem Durchmesser von 8 Metern untersucht, die gegenüber den nicht-metallischen Varianten hinsichtlich Kostenaufwand, Herstellungszeit und Sprödigkeit überlegen sind. *Lu* [92] untersuchte die Möglichkeit aktive metallische Primärspiegel oder Spiegelsegmente mit eingebetteten Stapelaktoren und besonders hohem Grad an Leichtgewichtigkeit herzustellen. *Trines* [134] stellt einen mehraktorigen aktiven Spiegel vor, bei dem ein ebenes Aluminiumsubstrat durch 19 senkrecht zur Spiegelebene wirkende Aktoren deformiert wird. Eine Besonderheit hierbei ist die Verwendung eines piezoelektrischen Trägheitsantriebs in Kombination mit einer Gewindespindel, die eine energiefreie Positionserhaltung ermöglichen. Zusätzlich ist der Spiegel für den Betrieb im Vakuum bei kryogenen Temperaturen konzipiert. Gerade die vorgestellten Konzepte mit mehr als einem Aktor basieren auf dem Prinzip das Spiegelsubstrat vom Spiegelgrundkörper zu trennen, also nicht funktionsintegriert zu arbeiten. Monolithische Substrate, welche die spiegelnde Oberfläche, die notwendigen Koppelstellen für die Aktoren und den Spiegelgrundkörper bzw. die Fassung in einer Komponente vereinen, wurden bislang noch nicht diskutiert. Die Realisierung monolithischer Strukturen stellt gerade im Hinblick auf den Einsatz im Weltraum viele Vorteile bereit. So können durch die Integration mehrerer Funktionsträger in ein und das selbe Substrat, die Toleranzen einzelner Komponenten wegfallen. Variationen der Materialeigenschaften treten in monolithischen Strukturen nahezu nicht auf. Reibung an Füge- bzw. Verbindungsstellen einzelner Komponenten kann vernachlässigt werden, die Steifigkeit und Reproduzierbarkeit sind hoch [96][95]. Durch das Wegfallen der Füge- und Verbindungsstellen und zusätzliche Maßnahmen hinsichtlich Leichtbau kann die Masse des Systems durch einen monolithischen Aufbau stark reduziert werden. *Ice, Sparks und Howells* [67][62][63] zeigen in verschiedenen Veröffentlichungen Formen monolithischer aktiver

Spiegel, die zur Fokussierung von Röntgen- oder Synchrotronstrahlung Verwendung finden. Hier wurde aufgearbeitet, wie durch die Anordnung von Festkörpergelenken die Deformation der Spiegeloberfläche beeinflusst werden kann. Die Geometrien der Gelenke wurden durch Funkenerosion erzeugt. Auch wird die Integration von Kühlstrukturen (Kühlkanälen) in das Spiegelsubstrat erwähnt. Die vorgestellten Varianten sind alle durch einen einzelnen Aktor aktiviert. *Enya* [32] stellt 2014 den Entwurf eines monolithischen Ansatzes für einen deformierbaren Spiegel mit 36 Aktoren vor. Ein einseitig polierter Aluminiumgrundkörper (27x27x30) mm wird durch Funkenerodieren derart strukturiert, dass durch Integration von Aktoren die optische Oberfläche deformiert werden kann. Zwei wesentliche Nachteile dieses Prinzips sind Einschränkungen hinsichtlich Bauraum und Verteilung der Aktoren. Das Verfahren ist bei Erhaltung der hohen Genauigkeit für kleine Bauteile bestimmt. Weiterhin erlaubt die Funktionsweise dieses Verfahrens lediglich die Erzeugung symmetrischer oder teilsymmetrischer Strukturen und limitiert dadurch die Möglichkeiten der Aktoranordnung. Eine unregelmäßige Verteilung wird durch das Verfahren nicht zugelassen.

## 2.3. Krafteintrag und Verformung

Dieser Abschnitt gibt einen Überblick über die Theorie zur Verformung kontinuierlicher Spiegeloberflächen von deformierbaren Spiegeln und diskutiert Aktorprinzipien, die für den Einsatz in aktiven Optiken in Frage kommen.

### 2.3.1. Grundlagen zur Verformung

Deformierbare Spiegel mit kontinuierlicher Spiegeloberfläche werden durch am Spiegelsubstrat wirkende Momente  $M$  verformt. Dabei bleibt die Verformung stets elastisch. Gegen die Momente wirkt die Biegesteifigkeit  $B$  des Substrats. Dementsprechend kann die Verformung  $w$  einer Scheibe allgemein als

$$B \frac{d^2 w}{dx^2} = -M \quad (2.3)$$

beschrieben werden [129]. Die hier zugrundeliegende lineare Plattentheorie (nach *Kirchhoff*) gilt für Verformungen  $w$ , die wesentlich kleiner als die Substratdicke  $h$  sind:  $\frac{w}{h} \ll 1$ . Größere Verformungen erfordern die nichtlineare Plattentheorie (nach *Kármán*) bzw. die Schalentheorie. Die Biegesteifigkeit für ein Substrat mit konstanter Dicke setzt sich nach Formel 2.4

$$B = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (2.4)$$

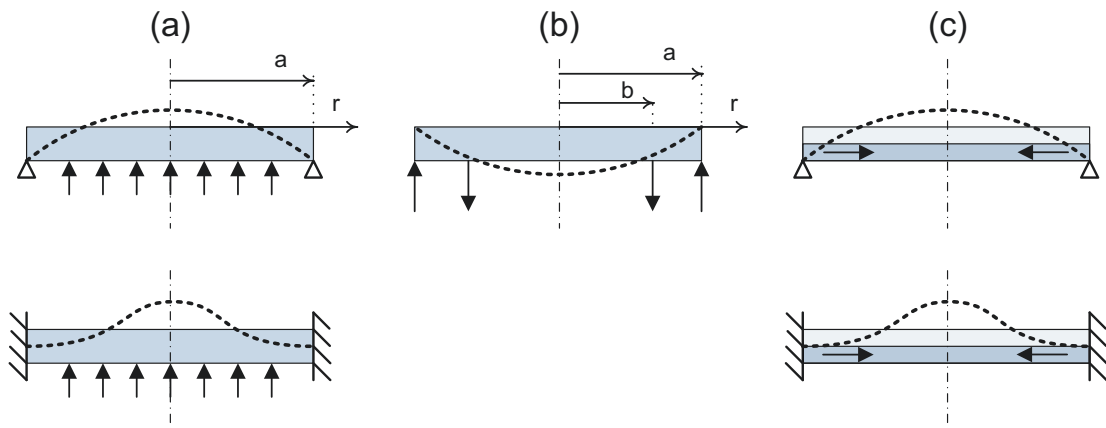
aus dem materialspezifischen Elastizitätsmodul  $E$ , der Poisson-Zahl  $\nu$  und der Dicke  $h$  des Substrats zusammen. Das zur Verformung notwendige Moment kann auf unterschiedliche

Arten am Spiegelsubstrat erzeugt werden. In der praktischen Umsetzung werden zumeist gleichmäßige Flächenlasten (Druck) oder lokale Kräfte genutzt, welche senkrecht zur Substratebene wirken (senkrechter Krafteintrag) oder parallel eingetragen werden (paralleler Krafteintrag). Abb. 2.13 zeigt typische Beispiele für die genannten Formen des Krafteintrags für aktive Spiegel mit ihren entsprechenden Biegelinien. Alle drei Formen sollen im Folgenden mit ihren Varianten beschrieben werden. Teil (a) zeigt ein Spiegelsubstrat mit loser bzw. fester Randeinspannung. Auf dieses Substrat mit dem Radius  $a$  wirkt senkrecht zur Substratebene eine lokale (axiale) Kraft oder eine gleichmäßige Flächenlast. Für den Fall einer losen Randeinspannung lässt sich für eine axiale Last  $F$  auf einer infinitesimal kleinen Fläche die Biegelinie  $w(r)$  für jeden Punkt der Scheibe mit dem Abstand  $r$  über den Zusammenhang

$$w(r) = \frac{F}{16\pi B} \left[ \frac{3+\nu}{1+\nu} (a^2 - r^2) + 2r^2 \log \frac{r}{a} \right] \quad (2.5)$$

bestimmen [129]. Für eine feste Einspannung wird die Biegelinie  $w(r)$  aufgrund der sich ändernden Randbedingungen mit Formel 2.6 bestimmt.

$$w(r) = \frac{Fr^2}{8\pi B} \log \frac{r}{a} + \frac{F}{16\pi B} (a^2 - r^2) \quad (2.6)$$



**Abbildung 2.13.:** (a) Spiegelsubstrat mit loser bzw. fester Einspannung am Rand und senkrechtem Krafteintrag (axiale Kraft oder gleichmäßige Flächenlast); (b) Spiegelsubstrat mit gegensätzlich gerichtetem, senkrechtem Krafteintrag; (c) unimorpher deformierbarer Spiegel aus passivem Spiegelsubstrat und aktiver Schicht mit loser bzw. fester Einspannung am Rand. Kontraktion (bzw. Expansion) der aktiven Schicht in der Schichtebene (paralleler Krafteintrag).

Teil (b) der Abb. 2.13 zeigt ein Spiegelsubstrat, bei dem das zur Deformation notwendige Moment über gegensätzlich am Rand wirkende, konzentrische Linienkräfte erzeugt wird.

Für einen äußeren Radius  $a$  und einen inneren Radius  $b$  kann über die Formel 2.7

$$w(r) = \frac{F}{8\pi B} \left[ (b^2 + r^2) \log \frac{b}{a} + (a^2 - b^2) \frac{(3 + \nu) a^2 - (1 - \nu) r^2}{2(1 + \nu) a^2} \right] \quad (2.7)$$

mit der am inneren Radius applizierten Kraft  $F$  die Biegelinie berechnet werden [129]. In Teil (c) der Abb. wird ein kreisrundes unimorphes Substrat vorgestellt, bei welchem ein paralleler Krafteintrag über die Kontraktion bzw. Expansion einer aktiven Schicht zur Deformation einer mechanisch gekoppelten passiven Schicht führt. Die Verformung der aktiven Schicht - z.B. einer piezoelektrischen Schicht - kann durch das Anlegen eines elektrischen Feldes erzeugt werden [71]. Die Biegesteifigkeit  $B$  dieses zweischichtigen Substrats setzt sich nach Formel 2.8 aus den Elastizitätsmoduln  $E_p$  und  $E_{np}$ , sowie den Dicken  $h_p$  und  $h_{np}$  beider Schichten zusammen [90]. Dabei deuten die Indizes  $p$  und  $np$  auf die piezoelektrische bzw. nicht-piezoelektrische Eigenschaft der jeweiligen Schicht hin.

$$B = \frac{E_p^2 h_p^4 + E_{np}^2 h_{np}^4 + 2E_p E_{np} h_p h_{np} (2h_p^2 + 2h_{np}^2 + 3h_p h_{np})}{12 (E_p h_p + E_{np} h_{np})} \quad (2.8)$$

Mit

$$w_{max} = \frac{M' D^2}{16B} = \frac{D^2}{8} \frac{6E_p E_{np} h_p h_{np} (h_p + h_{np}) d_{31} E_{el} (1 - \nu)}{E_p^2 h_p^4 + E_{np}^2 h_{np}^4 + 2E_p E_{np} h_p h_{np} (2h_p^2 + 2h_{np}^2 + 3h_p h_{np})} \quad (2.9)$$

kann die Maximaldurchbiegung  $w_{max}$  für ein Zweischichtsystem mit dem Durchmesser  $D$  bestimmt werden, wobei  $M'$  das durch den transversalen piezoelektrischen Effekt hervorgerufene Moment ist [90]. Dabei sind  $E_{el}$  und  $d_{31}$  das angelegte elektrische Feld bzw. der piezoelektrische Deformationskoeffizient sind.

Die bisher genannten Formen des Krafteintrags beziehen sich auf Substrate mit kontinuierlicher Dicke. *Lemaitre*[89] zeigt, dass über eine nicht-kontinuierliche Verteilung der Substratdicke (variable thickness distribution, VTD) eine Beeinflussung der Deformationsform erfolgen kann. Danach sollen die Stellen des Spiegelsubstrats, an denen Kräfte wirken, eine größere Dicke aufweisen als Stellen ohne Krafteintrag. Dieser Ansatz beruht auf eine vom Radius abhängige Substratsteifigkeit  $B(r)$ , welche zur radiusabhängigen Verteilung der Substratdicke führt. Für eine sphärische Deformation mit dem Krümmungsradius  $R$  eines am Rand einfach gelagerten, kreisrunden Substrats mit dem Radius  $a$  wird eine Steifigkeitsverteilung nach Formel 2.10 gegeben [89].

$$B(r) = \frac{q a^2 R}{4(1 + \nu)} \left( -\ln \frac{r^2}{a^2} \right) \quad (2.10)$$

Die Substratdicke  $h(r)$  ist das Produkt der dimensionslosen Dickenverteilung  $\tau$  und der ska-

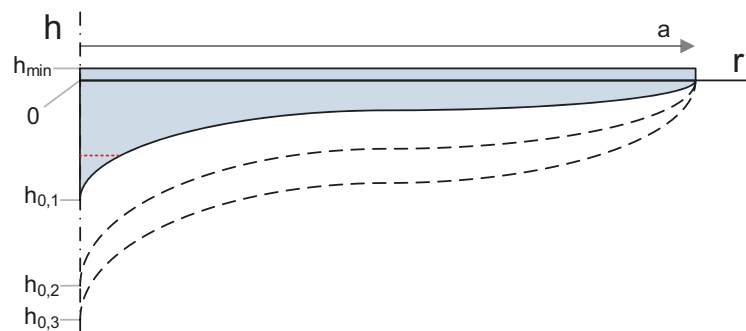
lierbaren Dicke  $h_0$ .

$$\tau = \left( -\ln \frac{r^2}{a^2} \right)^{1/3} \quad (2.11)$$

und

$$h_0 = \left[ 3(1 - \nu) \frac{FR}{\pi E a^3} \right]^{1/3} a \quad (2.12)$$

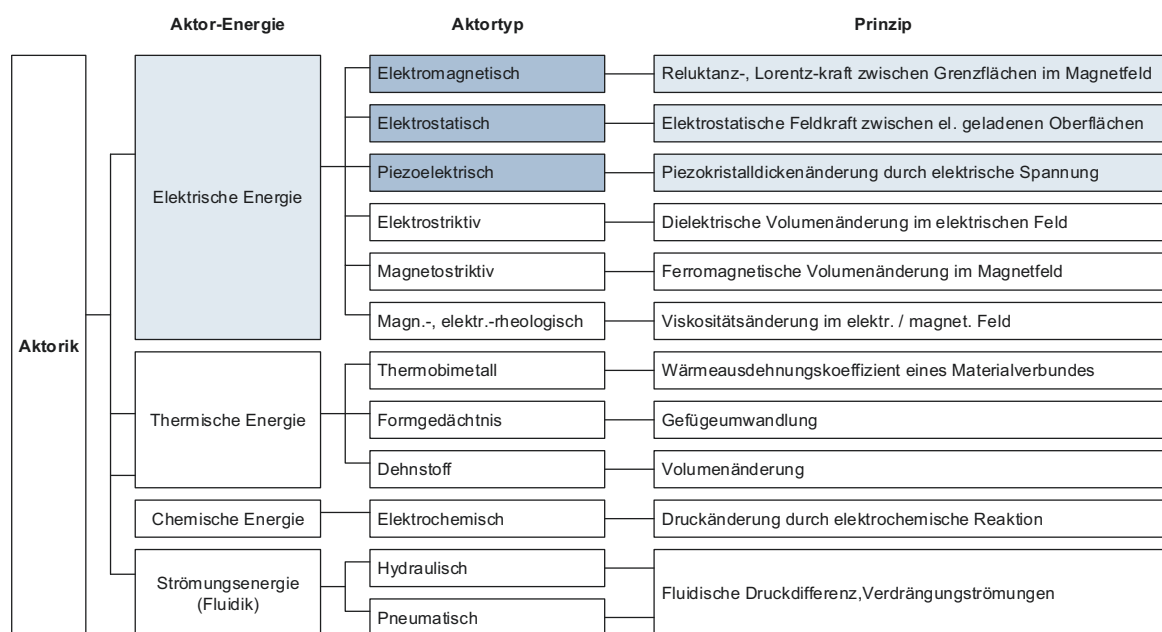
Da die Werte für  $\tau$  bei  $r = 0$  unendlich werden, sich also asymptotisch der Symmetrieachse nähern und für  $r = a = 0$  sind, wird diese Dickenverteilung als *Tulpenform* bezeichnet [89]. Abb. 2.14 zeigt schematisch eine radiusabhängige Dickenverteilung zur Erzeugung einer sphärischen Spiegeloberfläche durch axialen Krafteintrag. In der technische Umsetzung können die idealen Randbedingungen bei  $r = 0$  und  $r = a$  nicht umgesetzt werden. Bei  $r = 0$  kann daher, wie in Abbildung 2.14 in rot (gepunktet) dargestellt, die asymptotisch zulaufende Formkurve des blau markierten Substrats abgeschnitten werden, um die Anbindung an eine Aktorik zu ermöglichen. Die ideale biegemomentfreie Lagerung bei  $r = a$  kann durch ein biegemomentarmes umlaufenden Festkörpergelenk mit der Dicke  $h_{min}$  realisiert werden. Abhängig vom zu erzielenden Krümmungsradius  $R$ , den zugrundeliegenden Materialeigenschaften ( $E$  und  $\nu$ ) und der zur Verfügung stehenden Kraft wird die Substratdicke  $h_0$  skaliert. Die Dicke  $h_{min}$  des Substratrands wird zum Produkt aus  $\tau$  und  $h_0$  (Formeln 2.11 und 2.12) addiert. Je mehr Substrat bei  $r = 0$  abgeschnitten wird, bzw. je größer  $h_{min}$  wird desto größer ist die Abweichung von der idealen Steifigkeitsverteilung. Dies ist in jedem Fall bei der technischen Umsetzung zu beachten.



**Abbildung 2.14.:** Formkurve eines kreisrunden deformierbaren Spiegelsubstrats (Radius  $a$ ) mit radiusabhängiger Dickenverteilung. Bei zentrisch axialem Krafteintrag dient dieses zur Erzeugung einer sphärisch gekrümmten Oberfläche.

### 2.3.2. Aktorprinzipien für aktive Spiegel mit kontinuierlicher Oberfläche

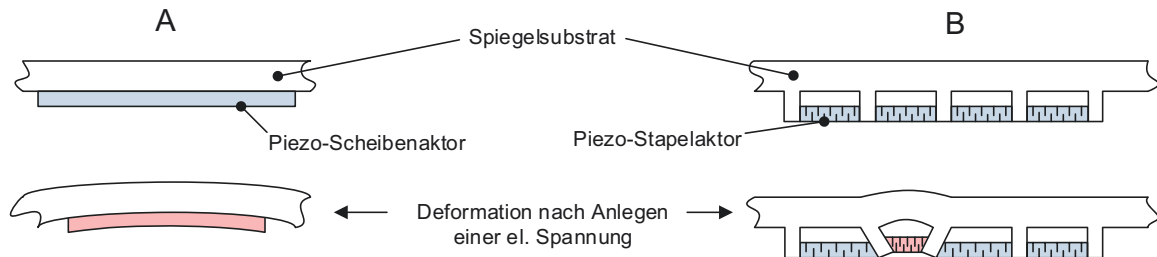
Als Aktor wird im Allgemeinen ein Stellglied bezeichnet, mit welchem ein eingangsseitiges leistungsloses bzw. leistungsarmes Signal in eine ausgangsseitige mechanische Arbeit umgesetzt wird. Somit stellt der Aktor das Bindeglied zwischen dem informationsverarbeitenden Teil und dem technischen Prozess eines Systems dar[69][4]. In der aktiven und adaptiven Optik werden Aktoren verwendet, um elektrische Signale einer Steuerung in eine Kraft zu wandeln, die zu einer Verformung des Spiegelsubstrats führt, auf welches sie übertragen wird. Die Abb. 2.15 zeigt eine Übersicht über Aktortypen mit ihren Wirkprinzipien, geordnet nach der Art der Aktor-Energie. Für Anwendungen in der aktiven und adaptiven Optik kommen hauptsächlich die hervorgehobenen auf die Zufuhr elektrischer Energie basierende Typen zum Einsatz.



**Abbildung 2.15.:** Systematisierung der Aktortypen mit ihren Wirkprinzipien nach Art der Aktor-Energie ([22], [108]).

Grundlegend kann man, wie im vorherigen Abschnitt 2.3.1 dargelegt, zwischen zwei Arten des Kräfteintrags unterscheiden: orthogonal bzw. parallel zum Spiegelsubstrat.

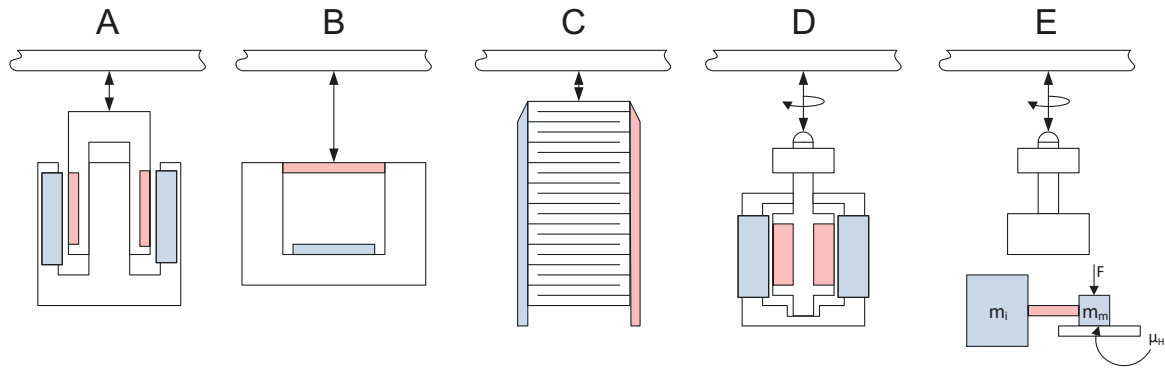
Für den parallelen Kräfteintrag werden im Wesentlichen piezoelektrische Scheibenaktoren (Abbildung 2.16 **A**) oder Piezo-Stapelaktoren (Abbildung 2.16 **B**) verwendet. Die Scheibenaktoren bilden zusammen mit dem passiven Spiegelsubstrat einen unimorphen oder bimorphen deformierbaren Spiegel, wobei hier laterale Kontraktion oder Expansion (transversaler piezoelektrischer Effekt) des Scheibenaktors aufgrund eines angelegten elektrischen Feldes zu einer Deformation des Spiegelsubstrats, ähnlich wie bei einer Deformation aufgrund des



**Abbildung 2.16.:** Darstellung zum parallelen Krafteintrag durch rückseitig aufgebrachte Piezo-Scheibenaktoren (A) oder in die rückseitige Struktur eines Spiegelsubstrats integrierte Piezo-Stapelaktoren (B).

Bimetalleffekts, führt. Liegt das elektrische Feld nur lokal an, d.h. die Elektroden sind strukturiert oder segmentiert, erfolgt die Deformation ebenso nur lokal [126][78][68][23][48][46]. Die lokalen Aktorauslenkungen liegen für kommerziell erhältliche bimorphe deformierbare Spiegel bei  $<10\ \mu\text{m}$  [26]. Anstelle von piezoelektrischen Scheibenaktoren können auch rechteckige, streifenförmige piezoelektrische Aktorelemente aufgebracht sein [84]. Ein Vorteil der unimorphen deformierbaren Spiegel ist ihre vergleichsweise einfache und kostengünstige Herstellung auch bei einer hohen Anzahl an Aktoren. Nachteilig sind die zur Auslenkung erforderlichen hohen Spannungen (0,1...1 kV) und das erforderliche große Aspektverhältnis, also die geringe Biegesteifigkeit der Spiegelsubstrate. Eine weitere Art des parallelen Krafteintrags ist die Integration von Piezostapelaktoren in die rückseitige Struktur eines Spiegelsubstrats. Durch Kontraktion oder Expansion der Stapel aufgrund einer angelegten Spannung, wird auch hier lokal ein Moment erzeugt, welches das Spiegelsubstrat verformt [47][59][40]. In Abb. 2.17 ist eine Auswahl der für die aktive Optik relevanten Aktorprinzipien mit orthogonalem Krafteintrag schematisch dargestellt. Diese sind klassifiziert in Aktoren, die eine reine Translation (A, B und C) und Aktoren, die eine Kombination aus Translation und Rotation zur Verfügung stellen (D und E).

Teil A zeigt das Prinzip eines **elektromagnetischen Aktors** (auch Hubmagnet, Voice-Coil oder DC-Linearaktor). Eine stromdurchflossene Spule bewegt sich im statischen Magnetfeld eines Permanentmagneten. Nach  $F = B \times I$  ist die entstehende Kraft (Lorentzkraft) proportional zum Produkt aus der magnetischen Flussdichte  $B$  und dem Strom  $I$ , der durch die Spule fließt. Im Allgemeinen ist die Kraft eines elektromagnetischen Aktors über seine gesamte (hysteresefreie) Auslenkung konstant. Weiterhin ist die Schrittgröße des Aktors lediglich von der Diskretisierung der Stromquelle abhängig und daher oft extrem klein (sub-nm). Aktoren dieses Typs wurden bereits erfolgreich in deformierbaren Spiegeln mit großen Aperturen (z.B. Sekundärspiegel erdgebundener Teleskope) eingesetzt [119][5][58][12][18][53]. In diesen Anwendungen weisen die Spiegelsubstrate aufgrund der diesem Prinzip zugrundeliegenden niedrigen Aktorkräfte ein hohes Aspektverhältnis auf. Aktoren dieses Typs, die



**Abbildung 2.17.:** Schematische Darstellung von Aktorvarianten mit orthogonalem Krafteintrag. Lineare elektromagnetische Aktoren (A), elektrostatische Aktoren (B) und Piezo-Stapelaktoren (C) können durch ihre reine translatorische Bewegung direkt an das Spiegelsubstrat gekoppelt sein. Elektromagnetische (D) oder piezo-elektrische (E) Schrittmotoren werden wegen der Kombination aus translatorischer und rotatorischer Bewegung über ein entsprechendes Getriebe an das Spiegelsubstrat gekoppelt.

in einem Labordemonstrator eines aktiven Primärspiegels (LATT-Large aperture telescope technology) eingesetzt wurden, haben eine nominelle Auslenkung von  $500\text{ }\mu\text{m}$  und stellen eine Kraft von  $0.24\text{ N}$  zur Verfügung. Die Wiederholgenauigkeit (Präzision) wird mit  $8\text{ nm RMS}$  angegeben [18]. Das Prinzip der **elektrostatischen Aktoren** (Teil B) basiert auf der Anziehung zweier unterschiedlich elektrisch geladener Oberflächen. Eine der Oberflächen ist eine leitfähige Membran, die an das Spiegelsubstrat gekoppelt ist. Gegenüber sind entsprechend der gewünschten Aktorverteilung Elektroden angeordnet. Beim Anlegen einer elektrischen Spannung an die Membran bzw. an die Elektroden wird aufgrund der elektrostatistischen Anziehung die Membran und infolgedessen das Spiegelsubstrat lokal verformt. Gerade die MEMS-Technologie erlaubt die einfache und kostengünstige Herstellung deformierbarer Spiegel dieses Aktortyps auch mit sehr großer Anzahl ( $>1000$  Stk.) von Aktoren. Deformierbare Spiegel, welche diesen Aktortypen verwenden, haben typische Einzelaktorauslenkungen von  $<5\text{ }\mu\text{m}$  und einer Wiederholgenauigkeit von etwa  $10\text{ nm}$  - abhängig von Geometrie und Material des Spiegelsubstrats [13][41][26][14]. Nach der Einführung der adaptiven oder aktiven Optik in den 1960er Jahren wurden zunächst deformierbare Spiegel bestehend aus **Piezo-Stapelaktoren** (Teil C) und einem metallisch beschichteten Spiegelsubstrat eingesetzt, um die Leistungsfähigkeit astronomischer Teleskope zu steigern. Die (longitudinalen) Stapelaktoren nutzen, ähnlich wie die Piezo-Scheibenaktoren, den inversen piezoelektrischen Effekt, wobei nicht die laterale Dimensionsänderung, sondern die Summe der axialen Dickenänderungen aller gestapelten Aktorelemente zur Auslenkung beiträgt. Über die Formel

$$\Delta L_{long} = N \cdot d_{33} \cdot U \quad (2.13)$$

kann die longitudinale Längenänderung  $\Delta L_{long}$  eines Piezo-Stapelaktors beim Anlegen einer Betriebsspannung  $U$  abgeschätzt werden. Dabei ist  $N$  die Anzahl der Aktorelemente



im Stapel und  $d_{33}$  der piezoelektrische Deformationskoeffizient. Die Blockierkräfte dieses Aktortyps liegen im Bereich  $30 \text{ N/mm}^2$  (Aktorquerschnittsfläche) und können somit für zylindrische Stapelaktoren mit einem Durchmesser von 2 cm Werte von  $>10000 \text{ N}$  erreichen. Das Kriech- und Hystereseverhalten aller piezoelektrischen Materialien ist bei der Verwendung dieses Aktortyps nachteilig. Beide Effekte müssen in der Ansteuerung der Aktoren z.B. durch eine Auslenkungsrückkopplung berücksichtigt werden. Durch die Vorspannung der Stapelaktoren ist eine bidirektionale Bewegung möglich. Die drei vorgestellten Aktortypen (Abbildung 2.17 Teil A-C) bewegen sich, bedingt durch ihr Wirkprinzip, rein linear. Prinzipiell bietet dies den Vorteil, sofern keine zusätzlichen Kraft-Weg-Übersetzungen notwendig sind, die Aktoren direkt an ein Spiegelsubstrat zu koppeln und dieses bidirektional auszulenken. Alle drei Aktortypen erfordern zur Positionserhaltung ein konstantes elektrisches Feld, wodurch ein stromloser Betrieb (set-and-forget) nicht möglich ist. *Freeman* [43] stellt neben piezoelektrischen und elektromagnetischen Aktoren mit reiner Translation auch noch magnetostruktive und hydraulische Aktoren als typische Aktorausführungen für deformierbare Spiegel vor. Diese fanden jedoch in der Vergangenheit nur wenig Anwendung im Bereich der Optomechanik und werden auch hier nicht tiefer diskutiert. Die Aktortypen in Teil D und E bieten durch die Umwandlung einer Rotationsbewegung in eine Kombination aus linearer und rotatorischer Bewegung die Möglichkeit auch stromlos eine definierte Position zu halten. Bei beiden Varianten werden häufig Spindel-Getriebe zur Umwandlung der Bewegungsart genutzt. Teil D zeigt die Verwendung eines **Gleichstrommotors** bzw. eines **Schrittmotors** dessen rotatorische Bewegung über ein Spindelgetriebe transformiert wird. *Grosset-Grange* [50] sowie *Deneuville* [24][25] zeigen, dass die Verwendung dieser Anordnung bereits in deformierbaren Spiegeln zur Korrektur von Aberrationen in Hochleistungslasern eingesetzt wird. Neben der stromlosen Positionserhaltung ist die geringe Hysterese ( $<0.1\%$ ) und die hohe Linearität (99%) der Aktoren vorteilhaft. Bei den verwendeten Aktoren handelt es sich um Schrittmotoren, deren Rotation in zwei Schritten (Planetengetriebe + Spindelgetriebe) untersetzt und transformiert wird. Über eine Feder wird der lineare Anteil an ein Element übertragen, welches an das Spiegelsubstrat gekoppelt ist. Teil E der Abb. 2.17 zeigt einen **piezoelektrischen Schrittmotor**, der auf dem Prinzip des Trägheitsantriebs basiert. Im Wesentlichen werden hier zwei unterschiedlich große Massen durch Expansion und Kontraktion eines Piezo-Stapelaktors relativ zueinander bewegt. Haftreibung der kleinen Masse  $m_m$  führt bei niedriger Kontraktionsgeschwindigkeit zur Bewegung der großen Masse  $m_i$ . Bei Expansion mit hoher Geschwindigkeit verharrt die große Masse aufgrund ihrer Trägheit. Infolgedessen wird die kleine Masse nach Überschreiten der kritischen Kraft  $F_{krit} = \mu_H \cdot F$  bewegt. In der praktischen Anwendung werden die beiden Massen häufig durch eine Gewindespindel und eine Mutter (Spindelgetriebe) repräsentiert [140][17]. Der rotatorische Anteil der Bewegung kann durch die Kombination mit einem Hebelgetriebe, welches lediglich eine lineare Bewegung überträgt, entkoppelt werden [134]. Neben den bisher genannten Varianten kön-

nen auch Mikrometerschrauben, die manuell verstellt werden, zur Aktorik gezählt werden, auch wenn sie keine der in Abb. 2.15 gelisteten Energieformen in eine Stellbewegung bzw. Stellkraft umsetzen [43][114]. Manuelle Mikrometerschrauben arbeiten intrinsisch stromlos und bieten daher, ähnlich wie die Aktorvarianten in Teil D und E der Abb. 2.17, den sog. *Set-and-forget-Betrieb*.

# 3. Methoden

Im vorangegangenen Kapitel wurde dargelegt, welche Konzepte bereits untersucht worden sind bzw. derzeit untersucht werden, um Wellenfrontaberrationen in optischen Systemen im Allgemeinen und speziell in Weltraumteleskopen zu korrigieren. Dabei bildet die Verwendung aktiver Metalloptik einen Schwerpunkt. Um die grundsätzliche Fragestellung, wie ein aktiver Metallspiegel gestaltet sein soll, um applikationsspezifische Wellenfrontaberrationen unter Weltraumbedingungen zu korrigieren, beantworten zu können, wird in dieser Arbeit zunächst eine zweigeteilte Optimierungsroutine betrachtet. In dieser werden sowohl die optischen als auch die mechanischen Anforderungen adressiert. Außerdem werden in diesem Kapitel die Methoden vorgestellt, mit welchen eine optimierte Geometrie hergestellt und charakterisiert werden kann.

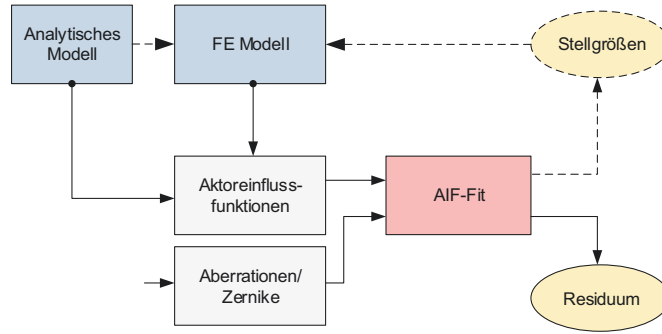
## 3.1. Optimierungsprozedur

Zum Entwurf der Geometrie und zur Optimierung geometrischer Parameter für einen aktiven Metallspiegel wurde eine Routine entwickelt, die grundsätzlich in zwei Teile getrennt ist: (1) ein analytisches Modell zur Erzeugung von **Aktoreinflussfunktionen** (AIF) in bestimmter Anzahl und Anordnung und (2) ein numerisches Modell, welches die analytisch ermittelten Parameter aufgreift und unter Berücksichtigung von Materialeigenschaften und anwendungsspezifischen Randbedingungen (vgl. Kapitel 4) AIF erzeugt. Die AIF stellen eine Eingangsgröße für einen **AIF-Fit** dar. Eine weitere Eingangsgröße sind Zielformen, wie definierte **Aberrationen** oder **Zernike-Moden**, die im AIF-Fit mithilfe der AIF approximiert werden sollen. Das Ergebnis der Approximation ist in jedem Fall das **Residuum** als Differenz zwischen Zielform und approximierter Form. Neben dem Residuum können **Stellgrößen** wie Kräfte oder Verschiebungen ausgegeben werden, die wiederum im numerischen Modell Berücksichtigung finden. Abb. 3.1 zeigt die einzelnen Elemente der Optimierungsroutine in einem Blockdiagramm.

*Hudgin* hat in [65] gezeigt, dass die Verwendung gaußförmiger AIF bei der Korrektur von diskreten Wellenfrontfehlern (Tilt, Fokus, Astigmatismus, Koma, ...) oder statistischen Wellenfrontfehlern (*Kolmogorov*) zu Ergebnissen mit kleinen Residuen führt. Auch das in dieser Arbeit verwendete **analytische Modell** besteht aus der Erzeugung von gaußförmigen AIF<sup>1</sup> für verschiedene zuvor definierte Aktorverteilungen. Diese werden in einem weite-

---

<sup>1</sup>Für deformierbare Spiegel mit geschlossener Oberfläche werden für eine erste Näherung häufig gaußförmige AIF genutzt. Außerdem können auch parabolische Oberflächen zur Beschreibung der AIF herangezogen werden [135], auf welche jedoch in dieser Arbeit nicht eingegangen wird.



**Abbildung 3.1.:** Routine zur Optimierung geometrischer Parameter für aktive Spiegel. Aktoreinflussfunktionen, die in einem analytischen oder numerischen Modell erzeugt wurden, werden in einem AIF-Fit an Zielformen (Aberrationen/Zernike) approximiert.

ren Algorithmus (**AIF-Fit**) and Zieloberflächen approximiert (*Herbert Gross*<sup>2</sup>). Mithilfe der Funktion `func_fit_2ds` wird ein least squares fit der gaußförmigen AIF an die Zielform (Aberrationen/Zernike-Moden, siehe Abschnitt 4.2) durchgeführt und das Residuum als Differenz zwischen Fit und Zielform berechnet. Der Fit ergibt sich aus der Linearkombination der AIF. Die gaußförmige AIF selbst wird durch Formel 3.1 beschrieben:

$$AIF_{Gauss}(x, y) = \exp \left[ - \left( \frac{x - x_0}{a_x \cdot w} \right)^2 - \left( \frac{y - y_0}{a_y \cdot w} \right)^2 \right]^k \quad (3.1)$$

Dabei ist  $w$  die Breite der AIF,  $k$  ein Exponent, der das Gauß-Profil bestimmt (Gauß höherer Ordnung oder Super-Gauß) und  $a$  mit

$$a_{x,y} = \frac{D_{x,y}}{\sqrt{N}} \quad (3.2)$$

der Mittlere Abstand zum nächsten Aktor in x- und y-Richtung.  $N$  ist dabei die Anzahl der Aktoren innerhalb der Spiegelfläche mit dem Durchmesser  $D$ . Formel 3.3 beschreibt das Phasenprofil  $\phi_{DM}$  als Linearkombination aller  $N$  AIF mit den entsprechenden Koeffizienten  $c_n$ .

$$\phi_{DM} = \sum_{n=1}^N c_n \cdot AIF_{Gauss} \quad (3.3)$$

Zur Berechnung der Koeffizienten werden zunächst die quadratische Matrix  $M$  aus der Multiplikation der  $AIF_{Gauss}$  und ihrer Transponierten sowie der Vektor  $\vec{v}$  aus dem Zielformvektor  $\vec{z}_{in}$  und der Transponierten von  $AIF_{Gauss}$

$$M = AIF_{Gauss} \cdot AIF_{Gauss}^T$$

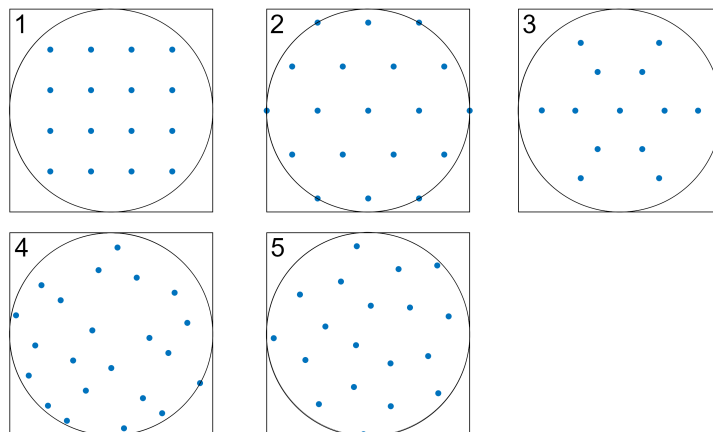
$$\vec{v} = \vec{z}_{in} \cdot AIF_{Gauss}^T$$

<sup>2</sup>Institut für Angewandte Physik, Friedrich-Schiller-Universität Jena

gebildet. Schließlich sind die Koeffizienten gegeben durch:

$$\vec{c} = M^{-1} \cdot \vec{v} \quad (3.4)$$

Die Verwendung dieses Modells erlaubt eine Untersuchung verschiedener Aktorverteilungen mit verschiedener Aktoranzahl und AIF-Profilen hinsichtlich des Potentials der Aberrationskompensation. Ohne das Entwickeln komplizierter dreidimensionaler Modelle kann mit dieser Methode sehr schnell eine grundlegende Abschätzung des Kompensationspotentials abhängig von den eben genannten wenigen Parametern gegeben werden. In der Abb. 3.2 sind die im analytischen Modell berücksichtigten Aktorverteilungen dargestellt. (1) Bei der kartesischen Verteilung liegen alle Punkte auf einem quadratischen, äquidistanten Gitter. Die kartesische Verteilung wird häufig bei MEMS-deformierbaren Spiegeln mit einer hohen Anzahl an Aktoren genutzt [14]. Berücksichtigt werden hier 4, 5, 9, 13, 16, ... Punkte. (2) Das hexagonale Gitter verteilt die Punkte auf Sechsecken wobei die Anzahl der Sechsecke in radialer Richtung sowie die Anzahl der Punkte auf einer Seite der Sechsecke zunehmen. In jeder radialen Ordnung wird jeweils ein Punkt pro Seite addiert. Daher beschränken sich die Varianten auf 7, 19, 37, 61, ... Punkte. Diese Art der Verteilung wird ebenfalls bei MEMS-deformierbaren Spiegeln mit hoher Aktoranzahl eingesetzt [93], findet aber auch in aktiven Spiegeln aus SiC Verwendung [59]. Bei der polaren Punktanordnung werden 9, 13 und 25 Punkte berücksichtigt, wobei jeweils ein Punkt in das Zentrum und weitere Punkte auf zwei weitere Ringe gesetzt werden. Polare Aktoranordnungen sind häufig bei unimorphen deformierbaren Spiegeln [1][110], in aktiven Hauptspiegeln [54] oder in kleineren aktiven Spiegeln mit Stack-Aktoren [86][70] zu finden. Die zwei Punktverteilungen nach Halton (4) und Fibonacci (5) sind nicht-symmetrische Verteilungen - nehmen daher aber alle natürlichen Zahlen  $1 \dots N$  an. Beide Varianten werden in der Aktiven Optik selten angewendet. Die Wahl der



**Abbildung 3.2.:** Aktorverteilungen, die in dem analytischen Modell berücksichtigt werden. (1) kartesische Verteilung, (2) hexagonale Verteilung, (3) polare Verteilung, (4) Verteilung nach Halton, (5) Verteilung nach Fibonacci.

Aktorverteilung begründet sich nicht nur durch das kleinste im analytischen Modell ermittelte Residuum für die adressierten Aberrationen, sondern auch durch die Möglichkeit einer konstruktiven Umsetzung. Das **FE-Modell** (Finite Elemente Modell) wird in einem weiteren Schritt genutzt, um die zuvor ermittelte Aktorverteilung auch unter Beachtung material- und anwendungsspezifischer Randbedingungen zu optimieren. Dazu werden einem parametrisierten, vereinfachten CAD-Modell in einer FE-Software Randbedingungen auferlegt, die Geometrie vernetzt, gelöst und die Ergebnisse ausgegeben. Ein wichtiges Ergebnis sind die Oberflächendeformationen aufgrund von definierten Knotenverschiebungen oder applizierten Kräften an den Aktorpositionen. Die so erzeugten AIF werden analog zum analytischen Modell im AIF-Fit an die jeweiligen Zielformen approximiert (Formeln 3.3 und 3.4 wobei hier  $AIF_{Gau}$  durch  $AIF$ , also die numerisch simulierte AIF ersetzt wird). Das berechnete Residuum wird durch Optimierung des FE-Modells (vgl. Abschnitt 5.3) minimiert. Durch die Ausgabe der Koeffizienten  $c_n$  als Stellgrößen und deren Rückführung in das FE-Modell als Kräfte oder Verschiebungen kann das Kompensationspotential überprüft werden. Weiterhin dient das Modell der Untersuchung aller relevanten mechanischen anwendungsspezifischen Eigenschaften eines aktiven Metallspiegels für den Einsatz im Weltraum. Der Modellaufbau selbst wird in Abschnitt 5.3 beschrieben.

## 3.2. Methoden zur Herstellung und Charakterisierung aktiver Metallspiegel

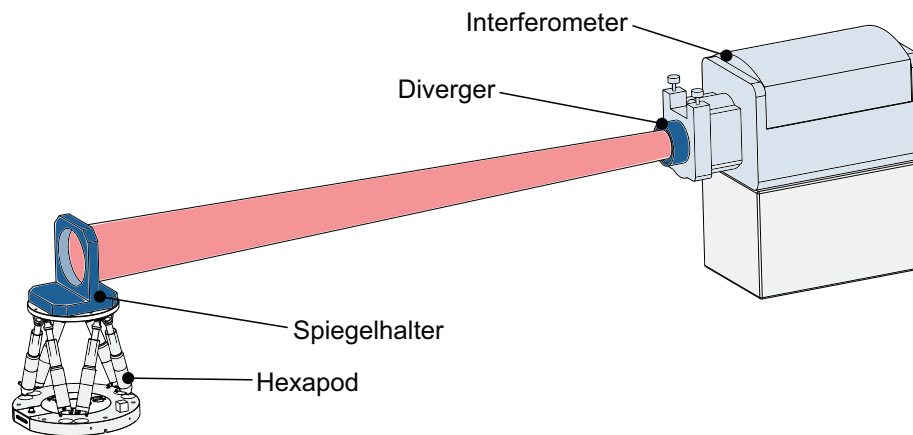
### 3.2.1. Fertigungsmethoden

Zur Herstellung aktiver Metallspiegel werden die in Abschnitt 2.2.1 erläuterten Methoden zur Herstellung passiver Metallspiegel herangezogen. Im Wesentlichen handelt es sich dabei um die Vorfertigung metallischer Substrate durch konventionelle CNC-Bearbeitung und die Erzeugung der optischen Oberfläche durch ultrapräzises Diamantdrehen. Zur Korrektur der Oberflächenformabweichung bzw. der Oberflächenfeingestalt werden magnetorheologisches Polieren (MRF) und chemisch-mechanisches Polieren (CMP) genutzt. Entsprechend der wissenschaftlichen Fragestellung soll im Rahmen dieser Arbeit die Anwendbarkeit dieser Technologien bzw. deren Erweiterung zur Herstellung aktiver Metallspiegel untersucht werden (Kapitel 7).

### 3.2.2. Charakterisierung

Zur Charakterisierung der im Rahmen dieser Arbeit entstandenen Prototypen stehen folgende Messmittel zur Verfügung: **Interferometeraufbau**. Mit einem horizontalen Interferometer

kann die Oberflächenform bzw. eine Oberflächenformabweichung bestimmt werden. Der aktive Metallspiegel kann mithilfe eines Hexapoden vor dem Interferometer positioniert werden. Bei gekrümmten optischen Oberflächen kommt eine Vorsatzoptik (Diverger) zum Einsatz, um das vom Interferometer ausgehende parallele Strahlenbündel aufzuweiten. Die Abb. 3.3 zeigt den Interferometeraufbau wie er am Fraunhofer IOF realisiert wurde. Die Vorsatzop-

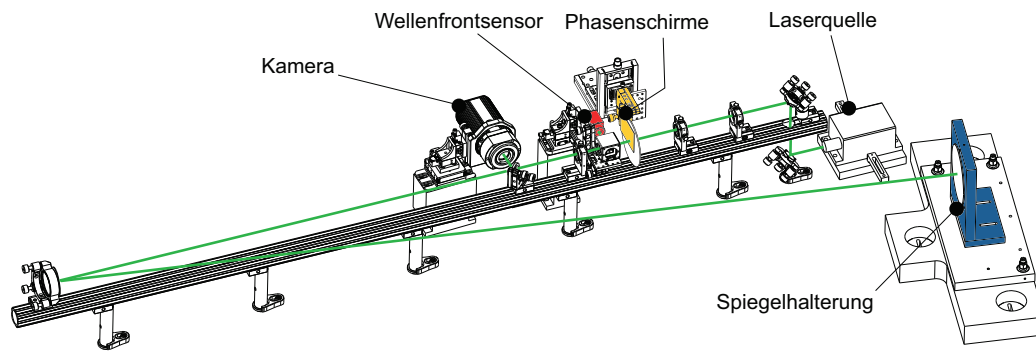


**Abbildung 3.3.:** Interferometeraufbau zur Charakterisierung der Oberfläche eines sphärischen Spiegels. Mithilfe eines Hexapods kann der Spiegel präzise vor dem Interferometer positioniert werden. Eine Vorsatzoptik (Diverger) erlaubt die Messung von konkaven Oberflächen.

tik hat einen virtuellen Fokus und ermöglicht so die Charakterisierung konkav geformter Oberflächen. Dabei müssen der Krümmungsmittelpunkt der zu messenden Fläche und der Fokus der Vorsatzoptik koinzident sein [141]. Bei großen Krümmungsradien ergeben sich lange Distanzen zwischen Messobjekt und Interferometer, wodurch die Messung anfällig für Turbulenzen ist (siehe Abschnitt 8.2). Das Interferometer hat eine Wiederholgenauigkeit von  $<1 \text{ nm RMS}^3$  [142]. Zur Bestimmung der AIF eines aktiven Spiegels wird die Differenz aus zwei Oberflächenmessungen gebildet. Dabei beschreibt die erste Messung (Initialmessung) die Oberfläche des Spiegels ohne aktive Deformation, die zweite Messung zeigt die Spiegeloberfläche nach der Auslenkung eines Aktors. Das Ergebnis der softwareinternen Subtraktion beider Messungen ist die AIF und wird als .txt-Datei ausgegeben. Eine weitere Möglichkeit die Form der Oberfläche eines aktiven Spiegels zu charakterisieren, stellt ein **Wellenfrontmessaufbau** dar. Der Aufbau (Abb. 3.4) besteht im Wesentlichen aus einer Laserquelle, einem Wellenfrontsensor und dem Messobjekt. Durch refraktive Teleskope werden Strahldurchmesser auf die jeweiligen Aperturen angepasst. Zusätzlich können in den Strahlengang Phasenschirme eingesetzt werden, die Wellenfrontaberrationen erzeugen. Damit kann neben der Messung der Spiegeloberfläche auch dessen Kompensationspotential charakterisiert werden. Eine CCD-Kamera ermöglicht außerdem die Betrachtung des Fokus und erlaubt gleichzeitig die Messung der Spiegeloberfläche durch sog. Phase Diversity Wellen-

<sup>3</sup>Mittelwert aller RMS-Differenzen (+2 mal die Standardabweichung) für 36 Messungen

frontmessung. Ähnlich wie im Interferometeraufbau ist bei gekrümmten Spiegeln die Distanz



**Abbildung 3.4.:** Aufbau zur Charakterisierung der Oberfläche eines sphärischen Spiegels mithilfe einer Wellenfrontmessung. Zudem kann mit diesem Aufbau das Kompensationspotential des aktiven Spiegels mithilfe von Phasenschirmen untersucht werden.

zwischen Sensor und Messobjekt groß, weshalb auch hier Störungen durch Turbulenzen eine Rolle spielen können. Der in dem Aufbau eingesetzte Shack-Hartman-Wellenfrontsensor hat eine Genauigkeit von 8 nm für absolute und 3 nm für relative Messungen (Kalibrationsdatenblatt). Der gesamte Messaufbau hat einen Wellenfrontfehler von 33 nm RMS (BFS) und eine RMS-Fehler-Stabilität von 9 nm über eine Messzeit von 18 Stunden<sup>4</sup>. Der Wellenfrontmessaufbau, welcher an der National University of Ireland Galway (NUIG) realisiert wurde, stellt einen dem Applikationsszenario (Abschnitt 4.1) entsprechenden Laboraufbau dar. Bei der Charakterisierung von Oberflächen, die aufgrund ihrer Eigenschaften keine Interferometer- oder Wellenfrontmessung zulassen, werden **profilometrische Messungen** mit einem Tastschnittmessgerät oder mit 3-Koordinatenmesstechnik (DKM) durchgeführt. Letztere wird auch verwendet, um die Geometrie von gefertigten Bauteilen zu vermessen. Die Oberflächenfeingestalt (Mikrorauheit) der Spiegel kann mit einem **Weißlichtinterferometer** bestimmt werden.

<sup>4</sup>Innerhalb dieser Messzeit hat sich die Umgebungstemperatur um etwa 1 K geändert.



## 4. Applikationsszenario und Randbedingungen

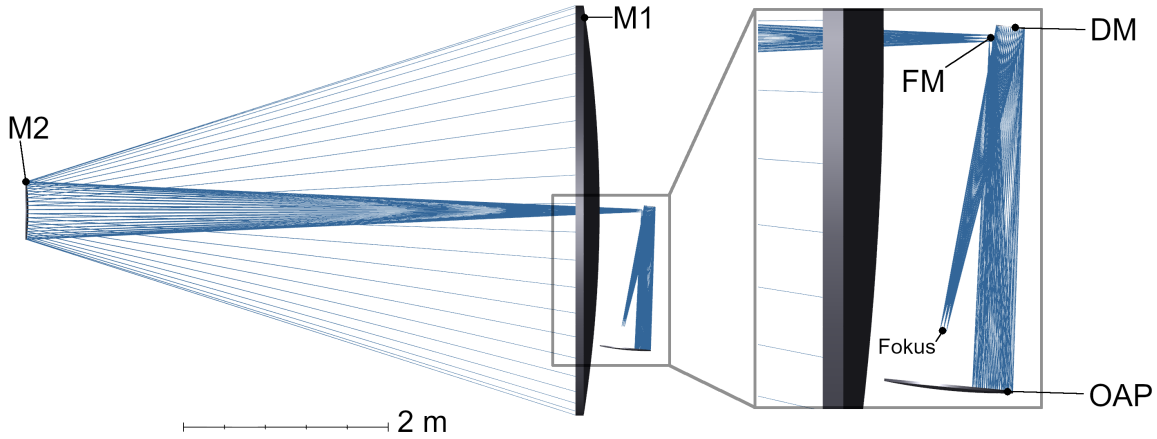
In diesem Kapitel werden die für den aktiven Spiegel geltenden Randbedingungen und daraus resultierende Anforderungen definiert. Anforderungen an die optischen Eigenschaften werden durch das Optikdesign eines Weltraumteleskops, welches das Applikationsszenario darstellt, bestimmt. Der übergeordnete Anwendungsbereich Luft- und Raumfahrt mit seinen harschen Umgebungsbedingungen sowie die im vorhergehenden Kapitel vorgestellten Herstellungstechnologien für Metalloptiken und die Eigenschaften der ausgewählten Materialien definieren die Anforderungen an das mechanische Design.

### 4.1. Das HYPATIA Weltraumteleskop

Als Anwendungsszenario für einen aktiven Metallspiegel wurde ein optisches Design für ein Weltraumteleskop entwickelt [27]. Ähnlich wie das Hubble-Space-Telescope [112][3] basiert dieses auf einer 2-Spiegel-Ritchey-Chrétien Anordnung mit einem 4-m-Hauptspiegel (M1) als Eintrittspupille und einem Sekundärspiegel mit einem 60-cm-Durchmesser (M2), welcher das Licht im Cassegrain-Fokus bündelt (Abb. 4.1). Im HYPATIA Teleskop, welches nach der griechischen Astronomin und Philosophin Hypatia von Alexandria<sup>1</sup> benannt ist, wird im Fokus ein planer Umlenkspiegel (FM) platziert, der das Licht auf einen parabolischen off-axis-Spiegel (OAP) lenkt. Dieser bildet die Pupille mit einem Durchmesser von etwa 110 mm auf einem aktiven Spiegel (DM) ab. Analog zu einer Woofer-Tweeter-Anordnung [4] wird eine transversale Verschiebung, axiale Verkipfung und Fokusänderung des Strahlenbündels durch die Bewegung des aktiven Sekundärspiegels realisiert. Höherfrequente Aberrationen vom Hauptspiegel sollen durch den aktiven Metallspiegel korrigiert werden. Bei einer Zielwellenlänge von  $\lambda=550\text{ nm}$  ist das Teleskop über ein Bildfeld von 2,7 Bogenminuten beugungsbegrenzt (Strehl-Verhältnis  $>0,9$ ). Aus dem Optikdesign des Teleskops ergeben sich die geometrischen Anforderungen an den aktiven Metallspiegel. Die aktive Apertur des Spiegels wurde definiert auf 110 mm und der Krümmungsradius auf  $R=(2810\pm 28,1)\text{ mm}$ .

---

<sup>1</sup>\* um 350;†415



**Abbildung 4.1.:** Optisches Design des Anwendungsszenarios. 2-Spiegel-Ritchey-Chrétien Anordnung. Fokussierendes Element ist der aktive Spiegel.

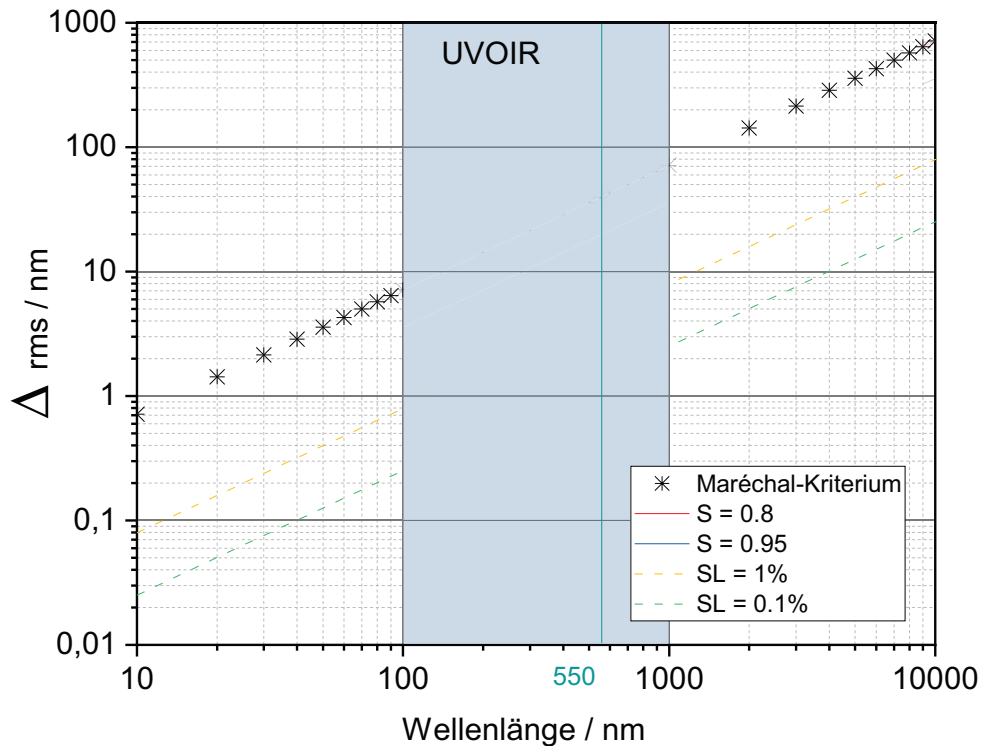
## 4.2. Anwendungsspezifische optische Randbedingungen

Im vorangegangenen Abschnitt 4.1 wurden die statischen optischen Anforderungen an Apertur und Krümmungsradius definiert, die sich aus der Integration des aktiven Spiegels in das optische Design des Teleskops ergeben. Nun soll abgeleitet werden, welche Anforderungen an die optischen Eigenschaften des Spiegels gestellt werden, um applikationsspezifische statische oder quasi-statische Aberrationen für UVOIR-Wellenlängen zu korrigieren. In Abschnitt 2.1 wurde auf diese bereits näher eingegangen. Die in der Tabelle 2.1 gelisteten Zernike-Moden mit den entsprechenden Amplituden sollen im Folgenden als Zielwerte für die Optimierung des Kompensationspotentials dienen. Für das vorliegende Anwendungsszenario wurde ein breiter Wellenlängenbereich von 100-1000 nm (UVOIR) definiert. Innerhalb dieser Grenzen soll das optische System lediglich durch Fraunhofer-Beugung begrenzt arbeiten. Folglich ist es erforderlich, dass die einzelnen optischen Elemente dieses Systems ebenso eine hervorragende Qualität hinsichtlich Form und Rauheit aufweisen. Eine Näherung zur Anforderung an die Formabweichung ergibt sich aus dem Maréchal-Kriterium. Demnach soll der RMS-Wert des Wellenfrontfehlers  $\Delta_{RMS} \leq \lambda/14$  sein. Nach [16] kann die für eine bestimmte Strehl-Zahl ( $S$ ) maximal zulässige Formabweichung in Abhängigkeit von der Wellenlänge (Formel 4.1) abgeschätzt werden:

$$\Delta_{RMS} = \frac{\lambda \cdot \left( \sqrt{1-S} \right)}{2\pi} \quad (4.1)$$

In Abb. 4.2 sind die zulässigen Formabweichungen für Strehl-Zahlen 0,8 und 0,95 dargestellt. Eine Strehl-Zahl von 0,8 stellt per Definition den Mindestwert der Beugungsbegrenzung dar und entspricht dem Maréchal-Kriterium. Um Beugungsbegrenzung für das gesamte optische System zu erreichen, sind für dessen Einzelkomponenten höhere Strehl-Zahlen

erforderlich. Für eine Zielwellenlänge von  $\lambda=550$  nm ergibt sich eine maximal zulässige Formabweichung (für  $S=0,95$ ) von 19,6 nm RMS bzw. ein Wellenfrontrestfehler von 39,2 nm RMS.



**Abbildung 4.2.:** Zulässige RMS-Werte für Formabweichung und Rauheit bezogen auf den adressierten Wellenlängenbereich.

Analog lässt sich eine für minimale Streulichtverluste (SL) zulässige Rauheit abschätzen. Unter der Voraussetzung, dass der Mittenrauwert wesentlich kleiner als die Zielwellenlänge ist, kann nach [11] Formel 4.2 angewendet werden. Dabei ist  $\frac{R_d}{R_0}$  das Verhältnis aus an der Oberfläche diffus reflektiertem (gestreutem) und senkrecht reflektiertem Licht.

$$\Delta_{RMS} = \frac{\lambda \cdot \sqrt{\frac{R_d}{R_0}}}{4\pi} \quad (4.2)$$

Die Zielwellenlänge fordert für Streulichtverluste  $< 1\%$  einen Mittenrauwert von 4,4 nm RMS. Für Anwendungen, bei denen deutlich weniger Streulicht und dementsprechend geringere Intensitätsverluste gefordert sind und der UVOIR-Wellenlängenbereich vollständig abgedeckt sein soll, sind Mittenrauwerte deutlich unter einem Nanometer anzustreben.

**Formstabilität der optischen Oberfläche.** Für den Einsatz aktiver Optiken in abbildenden Systemen zur Weltraumbeobachtung ist eine hohe Formstabilität der optischen Oberfläche erforderlich. Bei Beobachtungs- bzw. Belichtungszeiten von einigen Stunden bis Wochen

[104] muss das Design einen nahezu verformungsfreien Betrieb erlauben. Ziel ist es, Deformationen der optischen Oberfläche innerhalb solcher Zeitintervalle auf ein Minimum zu begrenzen. Betrachtet man alle Phasen vom Transport des Teleskops in den Orbit bis zur Beobachtung, so kann die am Boden eingestellte Oberfläche des aktiven Spiegels durch folgende Störfaktoren beeinflusst werden [138]: (1) Temperaturänderungen  $\Delta T$ , (2) eine zeitliche Änderung der Geometrie der Aktormechanik (Kriecheffekte), (3) eine Änderung des Einflusses des Erd-Gravitationsfeldes (1G-0G) und (4) die Krafteinwirkungen während des Transports. Neben einer Temperaturdifferenz zwischen der Herstellung des Teleskops auf der Erde und dessen Einsatzort im Orbit treten u.U. auch transiente Temperaturänderungen innerhalb des Teleskops auf. *Barnes* [8] formuliert vier Quellen, die die Temperatur einer optischen Komponente beeinflussen können: (a) direkte solare Strahlung, (b) diffus reflektierte solare Strahlung (Albedo), (c) thermische Strahlung anderer Systeme/Instrumente im Teleskop und (d) thermische Strahlung durch die Apertur. Diese Quellen können zu einer Änderung der globalen Temperatur im Teleskop und/oder zu Temperaturgradienten in einzelnen Komponenten führen. In dieser Arbeit soll von Herstellung, Montage und Betrieb bei Raumtemperatur ausgegangen werden. Die Mechanik ist so auszulegen, dass die thermisch induzierte Deformation bei globaler Temperaturänderung ohne Temperaturgradienten minimal wird. Eine zeitliche Änderung der Geometrie der Aktormechanik kann durch eine begrenzte materialabhängige Dimensionsstabilität (Fließen) oder durch Kriecheffekte in der Aktorik hervorgerufen werden. Es wird davon ausgegangen, dass ein Fließen innerhalb der genannten Zeitintervalle und für die ausgewählten Werkstoffe (Abschnitt 4.4) vernachlässigt werden kann. Vielmehr ist bei der Auswahl der Aktorik auf kriechfreie Konzepte zu achten. Im Hinblick auf das oft enge Energiebudget der Instrumente sind zudem Lösungen, die eine stromlose Formerhaltung ermöglichen, zu bevorzugen. Eine Deformation der Oberfläche des aktiven Spiegels nach Änderung der Gravitation und durch die Transportbedingungen sind statischer Natur und sollen durch aktive Korrektur kompensiert werden. Der Einfluss der Gravitation normal zur optischen Oberfläche (Differenz Oberflächendeformation bei 1G und 0G) stellt in den meisten Fällen einen Extremfall dar und ist daher zu untersuchen und durch ein geeignetes Design zu minimieren. Der Spiegel inklusive seiner Aktormechanik muss entsprechend den Krafteinwirkungen während des Transports zum und im Raumfahrzeug ausgelegt sein, um die Formstabilität seiner optischen Fläche zu garantieren (Abschnitt 4.3).

### 4.3. Anwendungsspezifische mechanische Randbedingungen

**Quasi-statische-Lasten.** Alle in der Raumfahrt eingesetzten Instrumente, deren Systeme und Sub-Komponenten werden hinsichtlich ihres dynamischen Verhaltens charakterisiert -

sowohl durch numerische Simulation als auch durch Tests an Prototypen und Flugmodellen. Dabei werden folgende Lastfälle untersucht: statische Beschleunigungen, nieder- und hochfrequente Beschleunigungen (Übertragung von Vibrationen durch eine mechanische Kopplung), hochfrequente akustische Lasten auf die Oberflächen der Komponenten und Schockereignisse. Für die Design-Phase eines Raumfahrzeugsystems oder eines seiner Sub-Komponenten lassen sich dynamische Lastfälle in quasi-statischen Lasten (QSL) ausdrücken. In den QSL sind die größten Beschleunigungen, die in jeder Missionsphase auftreten können, zusammengefasst und werden als Beschleunigungen im Massenschwerpunkt (CoG) eines Systems oder einer Sub-Komponente interpretiert [38]. Da hier vorausgesetzt wird, dass die zu untersuchende Komponente als ein kompakter Festkörper mit innen liegendem Massenschwerpunkt betrachtet wird, hat die Analyse eher den Charakter einer konservativen Abschätzung. Die allgemeine Form  $A = \frac{K}{\sqrt{m}}$  (Bamford Kurve) zeigt, dass für diese Abschätzung die Beschleunigung ( $A$ ) indirekt proportional zur Wurzel der Masse der Komponente ist. Dämpfende Eigenschaften ( $K$ ) der mechanischen Struktur einzelner Komponenten oder des gesamten Raumfahrzeugs werden hier vernachlässigt. Empirische Daten von Lastfällen für verschiedene Trägerraketen (mit Berücksichtigung von Dämpfungseffekten) sind in sog. modalen Masse-Beschleunigungs-Kurven (MDMAC, modal mass-acceleration curves) zusammengefasst und werden typischerweise in der Entwicklungsphase von Weltraumequipment genutzt. Dabei ist der Zusammenhang zwischen Masse und möglicher Beschleunigung einer Komponente dargestellt, wobei die MDMAC als Einhüllende aller empirischen Datenpunkte eine obere Grenze aufzeigt. Grundsätzlich gilt: je kleiner die Masse der Komponente desto größer ist deren Beschleunigung [97]. Für die Trägerraketen Tiatan4 und STS<sup>2</sup> wurden mit

$$A = \frac{G_0}{\sqrt{\frac{m}{M} + (\xi_S + \xi_L)^2}} \cdot e^{\frac{-\alpha}{\tan(\alpha)}} \quad (4.3)$$

und

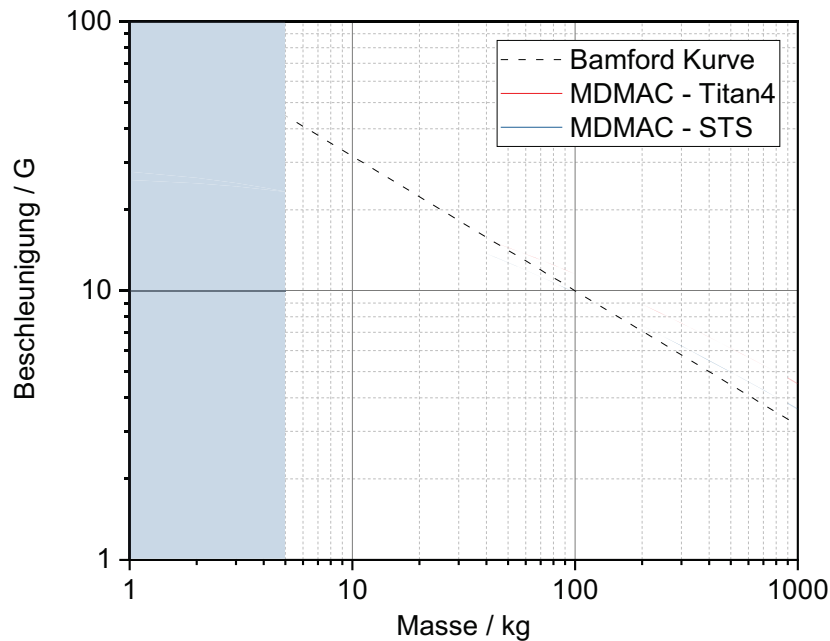
$$\alpha = \tan^{-1} \left( \frac{\sqrt{\frac{m}{M}}}{\xi_S + \xi_L} \right) \quad (4.4)$$

die in Abbildung 4.3 erzeugten modalen Masse-Beschleunigungs-Kurven erzeugt.  $M$ ,  $\xi_S$  und  $M, \xi_L$  sind die Massen bzw. Dämpfungswerte von Raumfahrzeug und Trägerrakete,  $G_0$  ist deren Beschleunigung.

Ebenfalls in Abbildung 4.3 ist der für die in dieser Arbeit zu untersuchenden Optik relevante Massenbereich von 1-5 kg blau hinterlegt. Die Kurven zeigen, dass für diese Massen von einer quasi-statischen Beschleunigung von  $<25$  G ausgegangen werden muss.

Im Rahmen der Konzeptionierung und im mechanischen Design sind die in den jeweiligen

<sup>2</sup>Space Transportation System



**Abbildung 4.3.:** Modale Masse-Beschleunigungs Kurve (MDMAC) für Titan4 und SLS Trägerraketen [97] und die Bamford-Kurve als allgemeiner Zusammenhang zwischen physikalischer Masse und Beschleunigung (ge-str.) mit einem Faktor  $K=100$ . Der blau gekennzeichnete Bereich zeigt den für die aktive Metalloptik relevanten Bereich von 1-5 kg.

**Tabelle 4.1.:** Verwendete Parameter zur Berechnung der MDMAC für die Trägerraketen Titan4 und STS.

Parameter	Titan4	STS	Einheit
Beschleunigung $G_0$	1,45	1,60	G
Masse Trägerrakete $M$	12000	6000	kg
Dämpfung Raumfahrzeug $\xi_S$	0,01	0,01	
Dämpfung Trägerrakete $\xi_L$	0,01	0,01	

**ECSS-Standards** (siehe Anhang A) definierte Mindestanforderungen zu erfüllen. Insbesondere wird im Hinblick auf die mechanische Festigkeit der Bauteile und Klebeverbindungen.

## 4.4. Materialauswahl

Im Rahmen dieser Arbeit soll das Design und die Herstellbarkeit aktiver Metallspiegel im Hinblick auf die Adaption eines etablierten Herstellungsprozesses für passive Metallspiegel untersucht werden. Dementsprechend soll auch für aktive Metallspiegel der Aluminium-Silizium-Werkstoff (AlSi) als Grundwerkstoff bzw. Nickel-Phosphor (NiP) als Dickschicht zur Erzeugung der optischen Oberfläche durch Diamantdrehen und nachfolgende Polierschritte Anwendung finden. In [75][74] und [117] wurden bereits umfangreiche Untersuchungen

zur Paarung von Siliziumpartikel-verstärktem Aluminium und NiP-Schichten für unterschiedliche Anwendungstemperaturen vorgestellt. Abhängig von der Anwendungstemperatur wird die Materialkombination herangezogen, die aufgrund ähnlicher CTE beider Komponenten geringe thermisch induzierte Deformation zeigt. Im Allgemeinen ist die CTE-Differenz in einem Temperaturbereich von  $-185^{\circ}\text{C}$  bis  $100^{\circ}\text{C}$  für AlSi-Werkstoffe mit einem Siliziumanteil zwischen 37 Gew.-% und 44 Gew.-% gering (etwa  $1 \cdot 10^{-6} / \text{K}$ ). Sowohl die Konzentration von Silizium im Aluminium als auch die Phosphorkonzentration im Nickel kann für die adressierte Anwendung angepasst werden [76]. Für den aktiven Spiegel wird die Kombination aus hypereutektischem AlSi40 und röntgenamorphes NiP11 gewählt, bei denen die Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten (bei Raumtemperatur) etwa  $0,25 \cdot 10^{-6} / \text{K}$  beträgt.

**Tabelle 4.2.:** Materialien zur Herstellung von Spiegelsubstraten mit zugehörigem Elastizitätsmodul und dem auf AlSi40 normierten Elastizitätsmodul.

Material	E-Modul / N/mm <sup>2</sup>	E-Modul (normiert)
Beryllium	389000	2,83
C/SiC	250000	2,45
KOVAR	140000	1,37
Silizium	131000	1,28
AlSi70	129000	1,26
TiAl6V4	114000	1,12
AlSi42	107000	1,05
<b>AlSi40</b>	<b>102000</b>	<b>1,00</b>
N-BK7	82000	0,80
Al6061	69000	0,68
ULE	67700	0,66

Tabelle 4.2 zeigt, wie sich AlSi40 hinsichtlich seines Elastizitätsmoduls in typische Spiegelsubstratmaterialien einordnet. Bei identischer Bauteilgeometrie entspricht die gezeigte Reihenfolge auch der Reihenfolge der Steifigkeiten. Gegenüber der ausscheidungsgehärteten Legierung Al6061 besitzen die AlSi-Werkstoffe aufgrund des hohen Siliziumanteils ein höheres E-Modul und wegen ihrer niedrigeren Dichte eine höhere spezifische Steifigkeit, welche sie gerade für die Verwendung als Grundwerkstoff für leichtgewichtige Metalloptiken attraktiv macht. Nachteilig ist ihre höhere Sprödigkeit und damit verbunden die schlechtere mechanische Bearbeitbarkeit. Kinast (Kinast2017) hat nachgewiesen, dass thermisch zyklerte Spiegelsubstrate aus AlSi-Werkstoffen aufgrund der Kaltverfestigung der Aluminiummatrix vernachlässigbar kleine Dimensionsänderungen (über einen Zeitraum von einem Jahr) aufweisen und daher hervorragend für die Fertigung langzeitstabiler Metalloptiken geeignet sind.

## 4.5. Technologische Randbedingungen

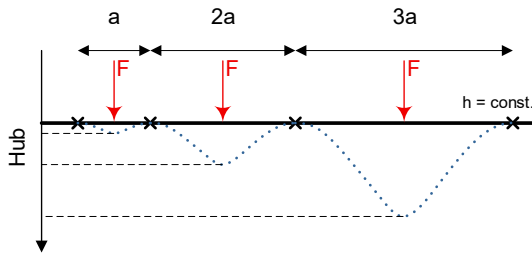
Die technologischen Randbedingungen ergeben sich aus den anwendungsspezifischen Anforderungen, den Materialeigenschaften und den zur Verfügung stehenden Fertigungstechnologien. Zur Fertigung metalloptischer Elemente in höchster Qualität - hinsichtlich Form und Rauheit - wird bei der im Kapitel 2 vorgestellten Diamantbearbeitung eine hohe Substratsteifigkeit vorausgesetzt. Bei gegebenem E-Modul lässt sich diese lediglich über die Geometrie des Substrats, also über dessen Aspektverhältnis (AV) definieren. Bei Spiegelsubstraten aus Vollmaterial ist das AV der Quotient aus Substratdurchmesser ( $D$ ) und Substrathöhe ( $h$ ). Je größer das AV wird (z.B. bei kleiner Substrathöhe), desto stärker wirken sich Spann- und Schnittkräfte auf die Form der diamantgedrehten Fläche aus. Bei Spiegelsubstraten mit Hohlräumen/Taschen auf der Rückseite, also nicht vollflächiger Spannfläche, wird hier als AV das Verhältnis zwischen Substrathöhe ( $h$ ) und dem freien Substratdurchmesser ( $d$ ) bezeichnet. Der freie Substratdurchmesser ist der Teil des Spiegelsubstrats, der während des Drehprozesses nicht durch rückseitige Stützstellen (Spannfläche) stabilisiert wird. Je weniger Stützstellen das Substrat stabilisieren, desto größer wird das AV. Bei steigendem AV wirken sich unebene Spannflächen aufgrund gesunkener Substratgesamtssteifigkeit sowie Schnittkräfte, die zu lokalen Deformationen führen können, auf die Form der diamantgedrehten Spiegelfläche aus. Zudem können Substratbereiche zwischen Stützstellen aufgrund der periodischen Drehbewegung zum Schwingen angeregt werden, wodurch die Rauheit der Spiegelfläche beeinträchtigt wird. Formel 4.5 (vgl. Formel 2.5 für  $r = 0$ ) liefert eine einfache Abschätzung zur Deformation des Spiegelsubstrats zwischen den Stützstellen [132].

$$F = \frac{4\pi}{3} \cdot \frac{Eh^3\Delta_{max}}{a^2(1-\nu^2)} \quad (4.5)$$

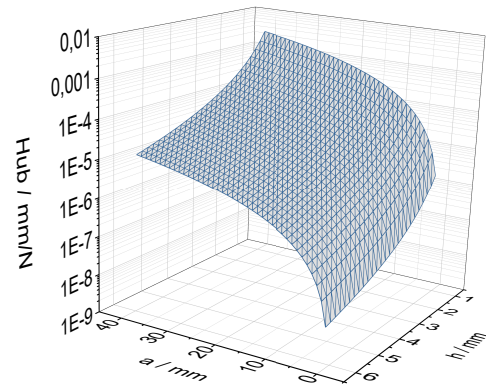
Dabei sind  $E$ ,  $\nu$  und  $h$  das Elastizitätsmodul und die Poisson-Zahl bzw. die Dicke des verwendeten Spiegelsubstrats und  $\Delta_{max}$  die maximale Durchbiegung bei Applikation einer bestimmten Kraft  $F$ .  $a$  ist der Abstand der einzelnen Aktoren bzw. der Abstand zur nächsten festen Einspannung. Formel 4.5 kann sowohl zur Abschätzung der Deformationen durch Schnittkräfte als auch zur Berechnung der maximalen Substratdeformation aufgrund der durch Aktoren eingetragenen Kräfte angewendet werden. Abbildung 4.4 zeigt die Deformation (den Hub) eines Substratbereichs zwischen zwei Stützstellen für die Abstände  $a$ ,  $2a$  und  $3a$ . Bei konstanter Substrathöhe  $h$  und konstanter Kraft  $F$  steigt die Deformation quadratisch. In Abb. 4.5 ist die Deformation (der Hub) des Spiegelsubstrats (bei konstanter Kraft  $F = 1 \text{ N}$ ) für verschiedene Stützstellenabstände  $a$  und verschiedene Substrathöhen  $h$  dargestellt. Die hier dargestellten Werte beziehen sich auf ein E-Modul von 102 GPa, für AISi40. Die Werte der Deformation sind indirekt proportional mit dem Elastizitätsmodul des Substratwerkstoffs. Die Substrathöhe  $h$  geht in dritter Potenz in den beschriebenen Zusammenhang ein. Wird



$h$  halbiert, reduziert sich die Steifigkeit des Substrats um das achtfache. Im Hinblick auf



**Abbildung 4.4.:** Zusammenhang zwischen dem Abstand ( $a$ ) der Stützstellen, der auf einen zwischen zwei Stützstellen liegenden Substratsegment wirkenden Kraft ( $F$ ) und dem daraus resultierenden Hub bei konstanter Substrathöhe ( $h$ ).



**Abbildung 4.5.:** Hub des Spiegelsugstrats (Al-Si40) bei konstanter Kraft ( $F$ ) in Abhängigkeit von Stützstellenabstand ( $a$ ) und Substrathöhe ( $h$ ).

einen möglichst großen Dynamikbereich des aktiven Metallspiegels bei kleinen Aktorkräften sollte das Spiegelsubstrat ein großes AV aufweisen. Dementsprechend sind die Substrathöhe  $h$  klein und der Stützstellen- bzw. Aktorabstand groß zu wählen. Dem gegenüber steht die Forderung nach möglichst geringem AV aus technologischer Sicht. Im Hinblick auf die Reduktion der Gesamtmasse des aktiven Spiegels kann die Anzahl der Aktoren reduziert und die Substrathöhe vergrößert werden, um die Steifigkeit und damit die Fertigungsqualität konstant zu halten. Je nach Massenverhältnis (Aktormasse  $\leftrightarrow$  Substratmasse) kann es aber auch zielführender sein, die Substrathöhe zu reduzieren und die Anzahl der Aktoren zu vergrößern. *Baiocchi* [7] hat aus dem Zusammenhang

$$\delta_{RMS} = 0.0012 \frac{P}{B} \left( \frac{A}{N} \right)^2, \quad (4.6)$$

der den Oberflächenfehler eines durch  $N$  Stützstellen getragenen Substrates beschreibt, eine für ein Massenminimum erforderliches Massenverhältnis entwickelt. Dabei ist  $\delta_{RMS}$  abhängig von einer Kraft pro Einheitsfläche  $P$ , die durch  $N$  Aktoren bereitgestellt ist.  $A$  und  $B$  sind die Fläche bzw. die Steifigkeit des Substrats. Aus

$$(4m_{sub} - 2m)(m_{sub} - m) = 0 \quad (4.7)$$

ergibt sich ein Verhältnis von  $m_{sub}/m = 1/2$ , wobei  $m_{sub}$  die Masse des Substrats und  $m$  die Gesamtmasse aus Substrat und Aktoren sind. Unter den Bedingungen, dass hier eine dreieckige Stützstellenverteilung und ein nicht am Rand eingespanntes dünnes Substrat vorliegt und die Massen zur Montierung notwendigen Elemente vernachlässigt werden, kann abschätzend definiert werden, dass die Masse des Substrats gleich der Masse der Aktoren

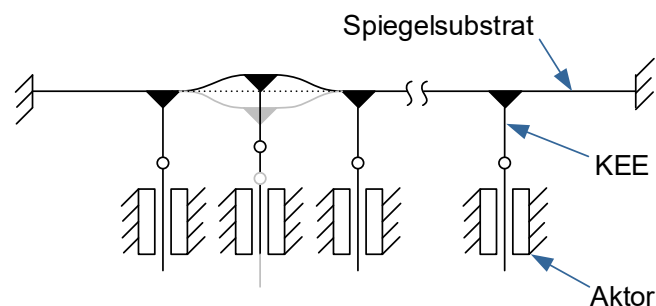
sein muss. Unter Berücksichtigung dieses Zusammenhangs ergibt sich beispielhaft für einen aktiven Metallspiegel aus AlSi40 (Dichte =  $2,54 \text{ g/cm}^3$ ) mit einem Spiegeldurchmesser von  $0,2 \text{ m}$  und einer zulässigen Flächendichte von  $20 \text{ kg/m}^2$  eine Substrathöhe von  $h=3,9 \text{ mm}$  und eine Aktoranzahl von  $N=7$ . Die Gesamtmasse beträgt in diesem Fall  $0,628 \text{ kg}$ .

## 5. Design aktiver Metallspiegel

In diesem Kapitel soll zunächst eine Beschreibung des optomechanischen Konzepts und eine Diskussion zu verschiedenen Konzepten der technischen Realisierung erfolgen. Im Anschluss wird mithilfe eines analytischen und numerischen Modells gezeigt, welche geometrischen Parameter Einfluss auf die Form der Aktoreinflussfunktion und somit auf das Kompensationspotential des aktiven Metallspiegels nehmen.

### 5.1. Optomechanisches Konzept

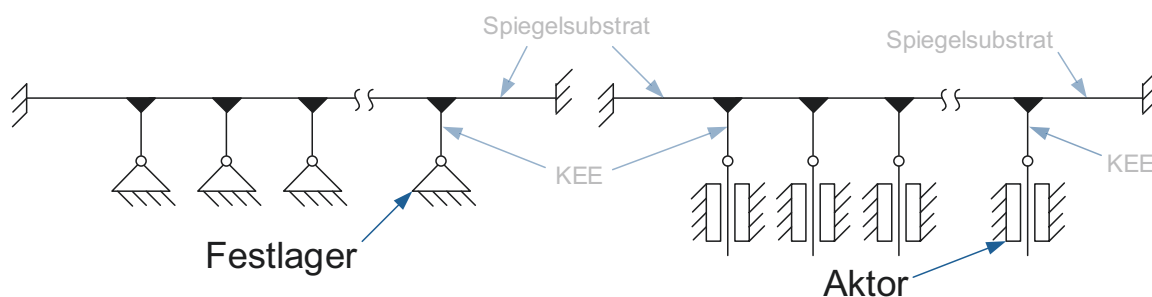
Das Konzept zur Gestaltung des aktiven Metallspiegels basiert auf dem Ansatz des orthogonalen Krafteintrags. Dabei wird die Verformung der Spiegelsubstratoberfläche durch senkrecht zu ihr wirkende Kräfte hervorgerufen. Das Spiegelsubstrat selbst ist dabei am Rand fest eingespannt. Die Aktoren, welche die Kraft zur Verfügung stellen, nehmen ebenfalls eine fixe Position im Spiegelgrundkörper ein. Die Kraft eines Aktors wird über ein Krafteintragelement (KEE) auf das Spiegelsubstrat übertragen und führt infolgedessen zu einer lokalen Verformung auf der Oberfläche. Die Prinzipdarstellung in Abb. 5.1 zeigt die einzelnen Komponenten. Durch eine bidirektionale Kraftwirkung können sowohl lokal konvexe als konkave Verformungen erzeugt werden. Wesentliches Merkmal dieses Konzeptes ist, dass die



**Abbildung 5.1.:** Optomechanisches Konzept für einen aktiven Metallspiegel. Ein am Rand fest eingespanntes Spiegelsubstrat wird durch orthogonal zur Spiegeloberfläche wirkende Aktorkräfte bzw. -verschiebungen lokal deformiert. Die Aktoren selbst sind dabei fest mit einem Spiegelgrundkörper gekoppelt.

KEE zusammen mit den Aktoren die rückseitigen Stützstellen des Spiegelsubstrats bilden und dadurch dessen Aspektverhältnis verkleinern. Wie in Abschnitt 4.5 erläutert, wird dadurch die Bearbeitbarkeit der Spiegeloberfläche deutlich verbessert. Das optomechanische Konzept des orthogonalen Krafteintrags kann durch drei verschiedene Bauweisen realisiert

werden. Zunächst können die Grundelemente Spiegelsubstrat, Spiegelgrundkörper inklusive der Aufnahme für die Aktoren und die Schnittstellen für Fassungselemente sowie die KEE als **Einzelkomponenten** separat gefertigt und anschließend montiert werden. Im Kontrast dazu steht die Fertigung des gesamten Spiegelkörpers in **monolithischer Bauweise**. Dabei bilden alle eben genannten Elemente ein einziges Bauteil. Werden Spiegelsubstrat und KEE sowie der Spiegelgrundkörper zunächst separat vorgefertigt, anschließend gefügt und in folgenden Prozessschritten als ein Bauteil bearbeitet, kann von **semi-monolithischer Bauweise** gesprochen werden. Die Bauweise aus Einzelkomponenten mit jeweils niedrigem Integrationsgrad erlaubt grundsätzlich die einfache Fertigung von Bauteilen mit geringer geometrischer Komplexität. Dabei werden in der Regel hohe Fertigungsgenauigkeiten bei einfacher Prozessführung erreicht. Ein nachgelagerter komplexer Montageprozess führt jedoch zu einer reduzierten Endgenauigkeit des Gesamtsystems. Die monolithische Bauweise reduziert die Gesamtanzahl der Komponenten des aktiven Metallspiegels und vereinfacht die Montage. Die Reduktion von Montageschritten, die bei der Einzelfertigung notwendig waren, führt zudem zu einer höheren Endgenauigkeit. Wegen des hohen Integrationsgrads ist die monolithische Bauweise gegenüber der Einzelfertigung aus technologischer Sicht jedoch deutlich komplexer. Im Rahmen der konventionellen Fertigungstechnologien sind innen liegende Strukturen nur teilweise oder nicht realisierbar. Die semi-monolithische Bauweise ermöglicht die Vorfertigung der Komponenten mit reduzierter Genauigkeit. Eine erhöhte Endgenauigkeit des Gesamtsystems wird in der Bearbeitung der optischen Oberfläche nach dem Montageprozess erreicht. So bleiben die Vorteile bei der Bearbeitung eines monolithischen Bauteils erhalten, wobei zudem die Gestaltungsmöglichkeiten für innen liegende Strukturen auch bei Nutzung konventioneller Fertigungstechnologien erweitert werden. Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit soll daher das Konzept des orthogonalen Krafteintrags in semi-monolithischer Bauweise verfolgt werden. Abb. 5.2 zeigt, dass die Stützstellen zunächst als



**Abbildung 5.2.:** Passive (links) und aktive (rechts) Stützstellenkonfiguration des aktiven Metallspiegels. Das Ersetzen von Festlagern durch Aktoren (oder umgekehrt) an spiegelrückseitigen Stützstellen sichert in jedem Prozessschritt die optimale Bearbeitbarkeit der Spiegeloberfläche.

Festlager hergestellt und später durch die Aktoren ersetzt werden können. Prinzipiell ist es so möglich, in Abhängigkeit vom jeweiligen Fertigungsprozessschritt, zwischen einer **passi-**

ven und einer **aktiven Stützstellenkonfiguration** zu wechseln. Deformationen, die durch die Festlager selbst oder durch das Ersetzen durch die Aktoren hervorgerufen werden, können durch die Stellbewegung der Aktoren kompensiert werden. Konstruktive Auslegungen und experimentelle Untersuchungen zu diesem Konzept werden in den Kapiteln 6 und 7 erläutert.

## 5.2. Analytische Betrachtungen

In diesem Abschnitt soll zunächst analytisch die zur Korrektur von in Kapitel 4 gelisteten Zernike Moden notwendige Anzahl an Aktoren und deren Verteilung unter dem Spiegelsubstrat sowie die Dicke des Spiegelsubstrats untersucht werden. Diese Abschätzungen sollen Grundlage für das im Abschnitt 5.3 vorgestellte numerische Modell sein. In Abschnitt 3.1 wurde dargelegt, dass zur Optimierung des Aktorlayouts gaußförmige AIF herangezogen werden. Nach *Hudgin* [65] kann mit

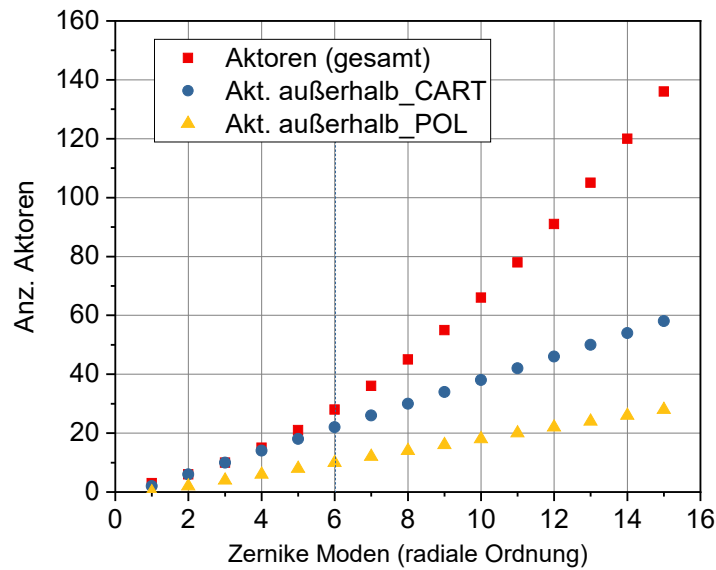
$$\delta = \alpha \left( \frac{r_s}{r_0} \right)^{\frac{5}{3}} \quad (5.1)$$

der Restfehler  $\delta$  für eine kartesische Aktorverteilung in einer kreisrunden Apertur bestimmt werden. Dabei ist  $r_s/r_0$  das Verhältnis aus Aktorabstand  $r_s$  und der Kohärenzlänge  $r_0$  einer Turbulenz.  $\alpha$  ist ein Koeffizient, der die AIF-Form beschreibt. Dieser Zusammenhang zeigt, dass zur Minimierung des Restfehlers bei konstantem Wellenfrontfehler  $r_0 = \text{const.}$  der Aktorabstand kleiner und dem entsprechend die Aktoranzahl größer werden muss. Je höher die Raumfrequenz der Wellenfrontfehler, desto höher die Anzahl an Aktoren. In [137] hat *Vdovin* dargestellt, dass die notwendige Anzahl  $N$  von Aktoren zur Korrektur von Zernike Moden  $n$ -ter Ordnung nach Formel 5.2 abgeschätzt werden kann.

$$N \geq (n^2 + 3n + 2) / 2 \quad (5.2)$$

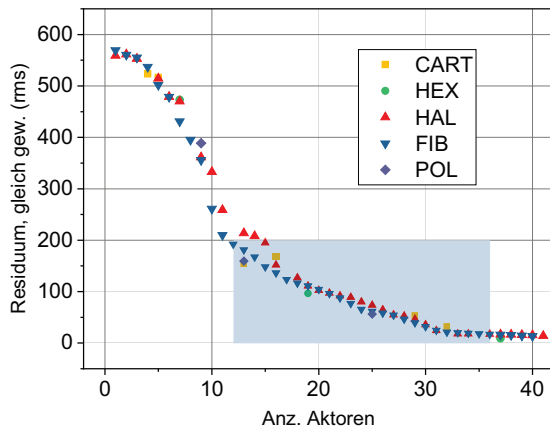
Danach ist zur Korrektur von Zernike Moden bis zur sechsten radialen Ordnung eine Aktoranzahl  $N \geq 28$  notwendig. Weiterhin wird gezeigt, dass zur optimalen Korrektur eine bestimmte Anzahl dieser Aktoren außerhalb der Apertur liegen sollen. Für eine kartesische Anordnung ergibt sich aus  $N_{\text{out-cart}} \geq 4n - 2$  eine Anzahl von mindestens 22 für eine polare Anordnung aus  $N_{\text{out-pol}} \geq 2n - 2$  eine Anzahl von mindestens zehn Aktoren. Abbildung 5.3 verdeutlicht die Anzahl der notwendigen Aktoren in Abhängigkeit der zu korrigierenden radialen Ordnung der Zernike Moden.

Eine detailliertere Untersuchung zur Anzahl notwendiger Aktoren erlaubt die in Abschnitt 3.1 vorgestellte Routine zum Fit von gaussförmigen AIF. Unter Berücksichtigung der in Abschnitt 4.2 gelisteten Zernike Moden, wurde für verschiedene Aktoranordnungen (kartesisch

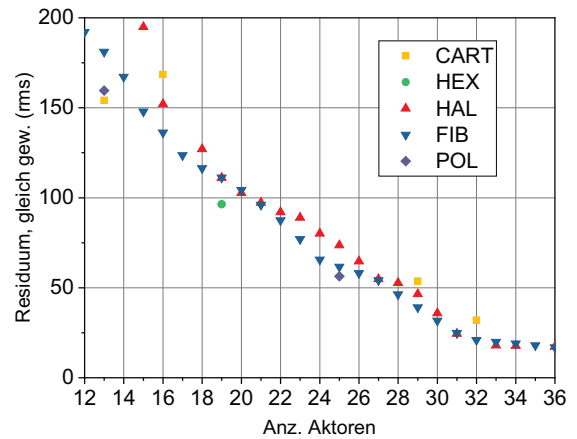


**Abbildung 5.3.:** Abschätzung der notwendigen Aktoren zur Korrektur von Zernike Moden N-ter Ordnung und Anzahl der Aktoren, die außerhalb der Apertur liegen sollten (für eine kartesische (CART) bzw. polare (POL) Anordnung).

[CART], hexagonal [HEX], polar [POL], nach Fibonacci [FIB] und Halton[HAL]) abhängig von der Anzahl der Aktoren, des Verhältnisses aus vollständiger Spiegelfläche und optischer Apertur (Durchmesserverhältnis) und der Breite der AIF der zu erwartende Restfehler ermittelt. Danach wurden abschließend Anzahl und Anordnung der Aktoren abgeleitet. Die Abbildungen 5.4 und 5.5 zeigen die Ergebnisse dieser Untersuchung. Hier ist das Residuum der der Gauß-Approximation über die Anzahl der Aktoren für die verschiedenen Aktoranordnungen dargestellt. Dabei wurde außerdem ermittelt, dass ein Durchmesserverhältnis von zwei sowie eine AIF-Breite von zwei Aktorabständen zu minimalen Residuen führen. In der Darstellung aller Ergebnisse (Abb. 5.4) wird deutlich, dass mit steigender Anzahl an Aktoren der Restfehler sinkt. Gleichzeitig ist zu erkennen, dass dieses Verhalten nur bedingt durch die Aktoranordnung bestimmt ist. Der hier dargestellte Zusammenhang zwischen Aktoranzahl und Residuum ist für alle untersuchten Aktoranordnungen ähnlich. Bei näherer Betrachtung der Ergebnisse in dem nahezu linearen Bereich zwischen 16 und 32 Aktoren (Abb. 5.5), zeigen sich Unterschiede zwischen den verschiedenen Anordnungen. Die größte Differenz im Residuum liegt mit etwa 17 nm bei 25 Aktoren. Den größten Restfehler zeigt hier die Anordnung nach Halton - die polare Anordnung führt hier zum kleinsten Restfehler. Kleinere Residuen werden erst mit einer Aktoranzahl  $\geq 27$  ermittelt. Eine Reduktion des Restfehlers um weitere 10 % wird mit 28 Aktoren in der Fibonacci-, bzw. mit 29 Aktoren in der Halton-Anordnung erreicht. Ein weiterer wichtiger Faktor, der bei der Festlegung der Aktoranordnung berücksichtigt werden muss, ist die Möglichkeit der technischen Umsetzung. Bei der quasi-statistischen Verteilung nach Halton kann es benachbarte Aktorpositionen



**Abbildung 5.4.:** Berechneter Restfehler nach der Gauß-Approximation für verschiedene Aktorverteilungen über der Aktoranzahl. Der markierte Bereich ist in nebenstehender Abb. vergrößert dargestellt.



**Abbildung 5.5.:** Berechneter Restfehler nach der Gauß-Approximation für verschiedene Aktorverteilungen über der Aktoranzahl. Vergrößerte Darstellung des in nebenstehender Abb. markierten Bereichs.

geben, deren Abstand klein gegenüber dem vom Aktor beanspruchten Bauraum ist. Eine rotationssymmetrische Verteilung der Aktoren bietet gegenüber einer nicht-symmetrischen Verteilung stets Vorteile in der konstruktiven Auslegung, der Gewichtsverteilung, der Herstellung der Komponenten und in der Montage. Daher wurde festgelegt, dass die polare Aktorverteilung mit 25 Aktoren im Folgenden näher untersucht werden soll. Für eine optisch genutzte Apertur von 110 mm (vgl. Abschnitt 4.2) ergibt sich mit einem Durchmesser Verhältnis von 2 ein Gesamtdurchmesser von 220 mm. Damit kann, unter Berücksichtigung einer gleichmäßigen polaren Aktorverteilung mit 25 Aktoren, ein mittlerer Aktorabstand von etwa 35 mm berechnet werden. So lässt sich nun mit Formel 2.6 (für  $r = 0$ ) für den adressierten Dynamikbereich des Spiegels notwendige Aktorkraft abschätzen. Unter der Annahme, dass bei einem AV von zehn eine ausreichend gute Bearbeitung der optischen Oberfläche gewährleistet werden kann, kann eine Substrathöhe von  $35/10 \approx 4$  mm als Startwert herangezogen werden. Schließlich ergibt sich für einen Hub von  $3\text{ }\mu\text{m}$  eine Mindestkraft von etwa 20 N. Dabei sind die Erhöhung der Steifigkeit des Spiegelsubstrats durch eine zusätzliche Beschichtung sowie die endliche Steifigkeit der benachbarten Aktoren vernachlässigt worden.

### 5.3. Numerisches Modell des Spiegelsubstrats

Das numerische Modell des Spiegelsubstrats basiert auf dem optomechanischen Konzept mit orthogonaler Krafteinkopplung und den analytisch ermittelten Werten für Anzahl und Verteilung der Aktoren. Mithilfe dieses Modells sollen zunächst die geometrischen Parameter des Spiegelsubstrats untersucht werden, die in der späteren konstruktiven Auslegung

des Demonstrators berücksichtigt werden. Tabelle 5.1 listet die Parameter auf, die im numerischen Modell des Spiegelsubstrats berücksichtigt werden. Abb. 5.6, eine Schnittdarstellung des Modells, veranschaulicht diese Parameter.

**Tabelle 5.1.:** Parameter des vereinfachten FE-Modells.

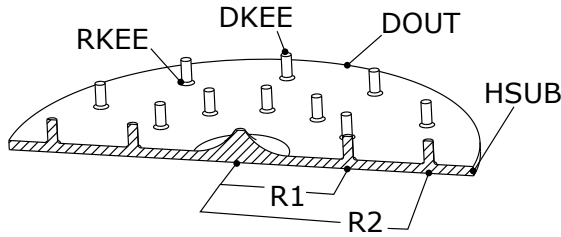
Parametername	Abk.	Wertebereich
Dicke des Spiegelsubstrats	$h_{SUB}$	1,5...5,5 mm
Außendurchmesser des Spiegelsubstrats	$D_{OUT}$	180...200 mm
Radius des ersten Aktorrings	$R_1$	0,7...0,9 CA
Radius des zweiten Aktorrings	$R_2$	1,2...1,5 CA
Durchmesser der KEE	$D_{KEE}$	1...4 mm
Rundungsradius der KEE	$R_{KEE}$	1...20 mm
Aktorsteifigkeit	$C_{AG}$	1E4...1E9 N/m
optische Apertur	CA	110 mm
Anzahl Aktoren	#ACT	25
Aktoranordnung	–	polar

Das Modell des Spiegelsubstrats besteht aus einer kreisförmigen Scheibe mit dem Außendurchmesser  $D_{OUT}$  und der Dicke  $h_{SUB}$ . Zur Einkopplung der Aktorkraft sind 24 zylindrische Elemente (KEE) mit dem Durchmesser ( $D_{KEE}$ ) in zwei konzentrischen Ringen mit den Radien  $R_1$  und  $R_2$  angeordnet. Ein weiteres KEE befindet sich im Zentrum. Der Übergang zwischen den KEE und dem Spiegelsubstrat wird durch einen Rundungsradius  $R_{KEE}$  beschrieben. (In den Abbildungen 5.6 und 5.7 sind die  $R_{KEE}$  für die KEE in den konzentrischen Ringen klein und für das zentrale KEE groß gewählt.) Das Netz des Modells (Abb. 5.7) ist aufgebaut aus 94.608 Tetraeder-elementen (SOLID187), 577 Kontaktelementen (SURF154) sowie 25 Federelementen (COMBIN14) und besitzt insgesamt 186.909 Knoten. Eine Verschiebung des Substratrandes ist in allen Raumrichtungen gesperrt (feste Einspannung). Alle 25 KEE sind über Federelemente (Steifigkeit  $C_{AG}$ ) gelagert. Die Federelemente sind jeweils mit den zentralen Knoten der KEE-Oberflächen verknüpft. Zur Ermittlung der AIF wird in 25 Lastschritten jeweils die Einheitskraft von 1 N senkrecht auf eine der 25 KEE-Oberflächen (positive Z-Richtung) appliziert. Die Verschiebungen  $u_x$ ,  $u_y$  und  $u_z$  der Substratoberflächenknoten ist das Ergebnis für die AIF.

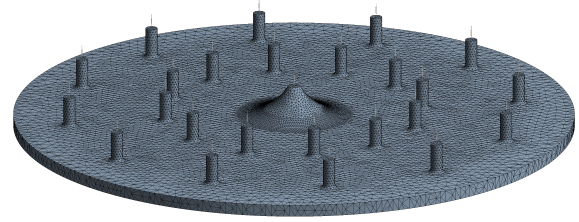
## 5.4. Modifikation der Aktoreinflussfunktion

Das im Abschnitt 5.3 vorgestellte FE-Modell wird zunächst genutzt, um den Einfluss der Aktorsteifigkeit ( $C_{AG}$ ), der Substratdicke ( $h_{SUB}$ ) und der Rundungsradien ( $R_{KEE}$ ) der KEE auf die Form der AIF zu untersuchen. Diese Simulationen dienen als Voruntersuchungen für die Optimierung des Kompensationspotentials (folgender Abschnitt). Um den Einfluss der





**Abbildung 5.6.:** Schnittdarstellung des numerischen Modells des Spiegelsubstrats zur Verdeutlichung der geometrischen Parameter, die in der Untersuchung berücksichtigt wurden.

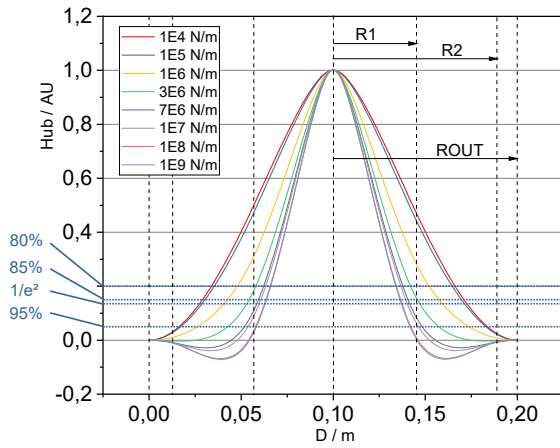


**Abbildung 5.7.:** FE-Modell des Spiegelsubstrats.

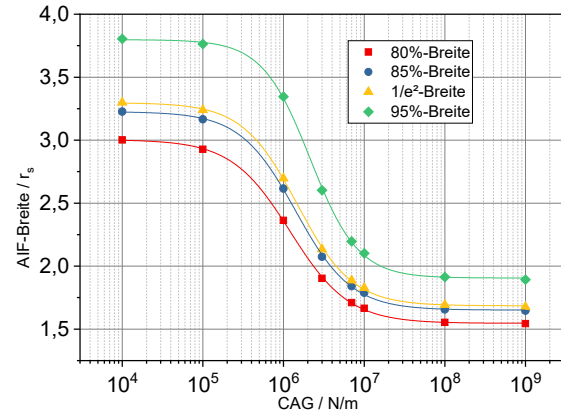
Aktorsteifigkeit zu ermitteln, wird das zentrale KEE mit einer senkrecht zur KEE-Oberfläche wirkenden Kraft von einem Newton belastet. Die resultierende Verformung wird aufgrund der Rotationssymmetrie entlang des Durchmessers (Pfad) erfasst<sup>1</sup>. Abb. 5.8 zeigt die jeweils auf den Maximalhub normierten Verformungen für verschiedene Aktorsteifigkeiten. Die Strichlinien markieren die Position des zentralen Aktors, die Radien der Aktorrings ( $R_1$  und  $R_2$ ) sowie den Radius des Spiegelsubstrats ( $R_{KEE}$ ). Deutlich sichtbar ist, dass mit zunehmender Steifigkeit die Breite der AIF abnimmt. Ist bei niedrigen Steifigkeitswerten die Form der AIF hauptsächlich durch die Einspannung am Rand bestimmt, erlauben hohe Steifigkeitswerte nur kleine Verformungen an den Positionen  $R_1$  und  $R_2$ . Die Aktorsteifigkeit hat direkten Einfluss auf das Übersprechen der Aktoren (Koppelfaktor). Das Übersprechen ist durch die Auslenkung des benachbarten Aktors, in diesem Fall bei  $R_1$  definiert. Der Koppelfaktor  $c_a$ , der in der Regelung des aktiven Spiegels berücksichtigt werden muss, liegt im Bereich zwischen  $c_a = 0$  für eine Aktorauslenkung ohne Übersprechen und  $c_a = 1$  für maximales Übersprechen. Die Punktlinien markieren die Grenzen, bei denen der Hub um 80%, 85%,  $1/e^2$  (86,5%) bzw. 95% des reduziert ist. Abb. 5.9 zeigt die diesen Werten entsprechenden AIF-Breiten (in Aktorabständen) für die verschiedenen Aktorsteifigkeiten. Unabhängig von der betrachteten Breite verdeutlichen die Kurven eine Sättigung bei geringen oder hohen Steifigkeitswerten. Je höher die Steifigkeit, umso mehr wird die Verformung beidseitig vom nächsten Aktor (nächsten Aktorring) bestimmt - hier AIF-Breite = zwei Aktorabstände. Bei niedrigen Steifigkeitswerten wird die Breite durch die Entfernung von der festen Randeinspannung bestimmt (etwa vier Aktorabstände). Für eine Zielbreite von zwei Aktorabständen (vgl. Abschnitt 5.2) muss demnach eine Federsteifigkeit zwischen  $2E6$  und  $2E7$  N/m gewählt werden. Für einen 86,5%-Hub ( $1/e^2$ ) lässt sich die  $C_{AG}$ -abhängige AIF-Breite nach Formel 5.3 berechnen, welche sich aus einer logistischen Regression der simulierten Datenpunkte ergibt.

$$r_s(C_{AG}) = 1,685 + \frac{1,612}{5,389 \cdot 10^{-10} C_{AG}^{1,464} + 1} \quad (5.3)$$

<sup>1</sup>Für diese Untersuchung wurden folgende Parameter definiert:  $h_{SUB}=3$  mm,  $D_{OUT}=200$  mm,  $R_{CA}=55$  mm,  $R_1=0,8 \cdot R_{CA}$ ,  $R_2 = 2 \cdot R_1$ ,  $R_{KEE}=1$  mm



**Abbildung 5.8.:** Verformungen des Spiegelsubstrats entlang des Durchmessers für verschiedene Aktorsteifigkeiten.



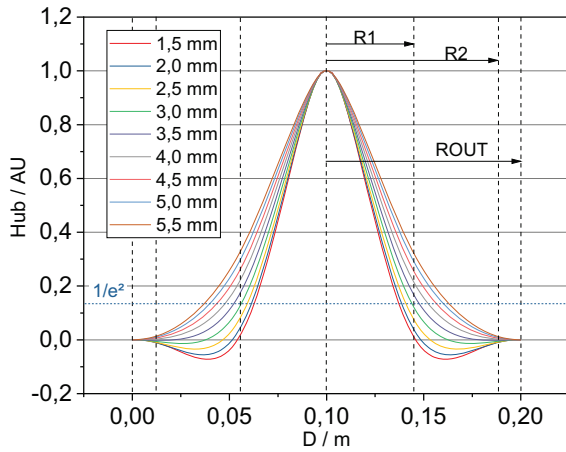
**Abbildung 5.9.:** Breite der AIF in Abhängigkeit der Aktorsteifigkeit.

Um den Einfluss der Substratdicke ( $h_{SUB}$ ) auf die Form der AIF zu ermitteln, wird wie im vorherigen Modell das zentrale KEE mit einer senkrecht zur KEE-Oberfläche wirkenden Kraft von einem Newton belastet. Die resultierende Verformung wird aufgrund der Rotationssymmetrie entlang des Durchmessers (Pfad) erfasst<sup>2</sup>. Als Aktorsteifigkeit wird die zuvor ermittelte Steifigkeit von 4,5E6 N/m für eine AIF-Breite von 2 Aktorabständen verwendet. In den Abb. 5.10 und 5.11 sind die Ergebnisse gezeigt. Es wird deutlich, dass auch bei Variation der Substratdicke eine Formänderung der AIF stattfindet. Mit zunehmender Substratdicke verbreitert sich die AIF. In Abb. 5.11 ist zu erkennen, dass bei kleinen Substratdicken  $h_{SUB} < 1,5$  mm und großen Substratdicken  $h_{SUB} > 5,5$  mm Sättigungsverhalten auftritt. Daraus lässt sich ableiten, dass die AIF-Form bei dünnen Substraten eher durch Abstand und Steifigkeit des nächsten Aktors bestimmt wird (geringes Übersprechen), bei dicken Substraten eher der Abstand der Randeinspannung die AIF-Form bestimmt (hohes Übersprechen). Für einen 86,5%-Hub ( $1/e^2$ ) lässt sich die  $h_{SUB}$ -abhängige AIF-Breite nach Formel 5.4 berechnen, welche sich aus einem Sigmoidal-Fit (Boltzman) der simulierten Datenpunkte ergibt.

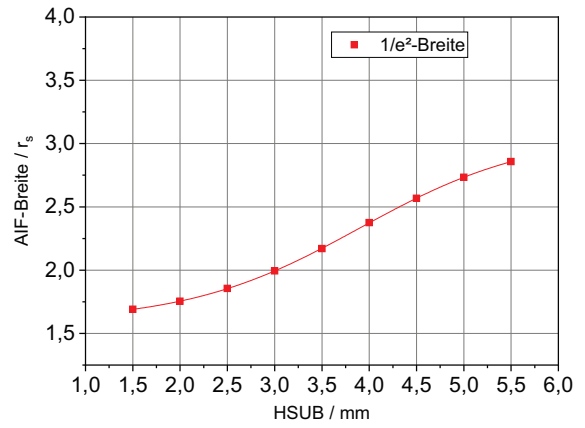
$$r_s(h_{SUB}) = 3,078 - \frac{1,488}{e^{1,093(h_{SUB}-3,904)} + 1} \quad (5.4)$$

Um eine AIF-Breite von  $r_s=2$  zu erzeugen, muss demnach eine Dicke von  $h_{SUB}=3$  mm verwendet werden. Wie die Aktorsteifigkeit und die Substratdicke wirkt sich auch die Größe der Rundungsradien ( $R_{KEE}$ ) der KEE auf die Form der AIF aus. Bestimmt die Variation von  $C_{AG}$  und  $h_{SUB}$  hauptsächlich die Breite der gesamten AIF, so wird durch die Variation von  $R_{KEE}$  vorwiegend die Form des AIF-Scheitels definiert (Abb. 5.12). Zwischen der AIF-Breite und  $R_{KEE}$  kann ein quadratischer Zusammenhang festgestellt werden, dennoch ist die Änderung

<sup>2</sup>Für diese Untersuchung wurden folgende Parameter definiert:  $C_{AG}=4,5E6$  N/m,  $D_{OUT}=200$  mm,  $R_{CA}=55$  mm,  $R_1=0,8 \cdot R_{CA}$ ,  $R_2 = 2 \cdot R_1$ ,  $R_{KEE}=1$  mm

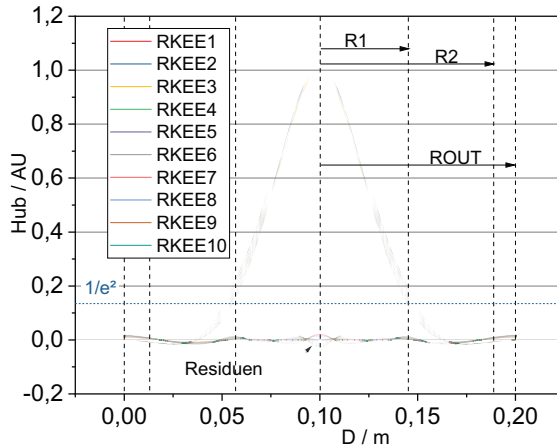


**Abbildung 5.10.:** Verformungen des Spiegelsubstrats entlang des Durchmessers für verschiedene Substratdicken.

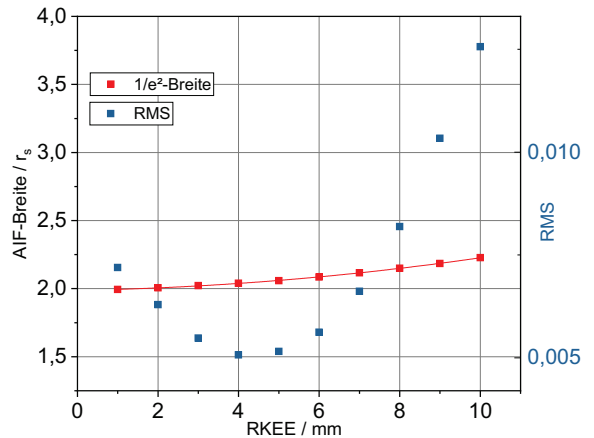


**Abbildung 5.11.:** Breite der AIF in Abhängigkeit der Substratdicke.

der AIF-Breite in dem hier untersuchten Bereich ( $1,5 \text{ mm} \geq R_{KEE} \leq 5,5 \text{ mm}$ ) gering (5.13). In Abb. 5.12 sind neben der Verformung des Spiegelsubstrats für verschiedene  $R_{KEE}$  auch die Residuen für einen Gauß-fit an jede Verformungskurve dargestellt. Trägt man die RMS-Werte zu diesen Residuen über den Werten von  $R_{KEE}$  ab (Abb. 5.13), wird deutlich, dass es bei  $R_{KEE} \approx 4$  ein Minimum gibt - die Abweichung zur Gauß-Kurve wird hier minimal. Wird



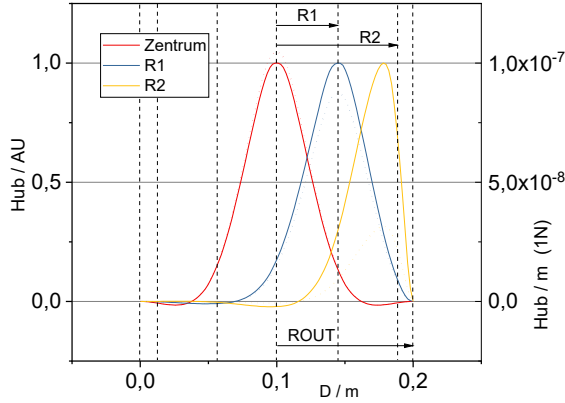
**Abbildung 5.12.:** Verformungen des Spiegelsubstrats entlang des Durchmessers für verschiedene KEE-Rundungsradien.



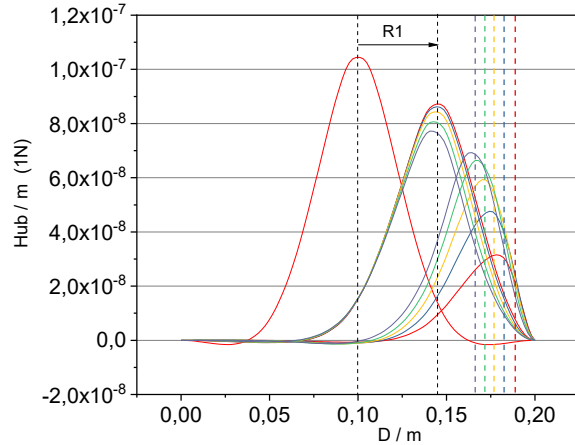
**Abbildung 5.13.:** Breite der AIF und RMS-Fehler als Abweichung zum Gauß-fit in Abhängigkeit der KEE-Rundungsradien.

mit der bisherigen Aktorverteilung ein KEE aus dem Ring- $R_1$  oder Ring- $R_2$  ausgelenkt, wird deutlich, dass die bisher beobachtete Symmetrie der Verformung (auf dem untersuchten Durchmesser) für  $R_1$  erhalten bleibt (Abb. 5.14). Verformungsmaximum und Aktorposition sind hier identisch. Für die Auslenkung des KEE in Ring- $R_2$  zeigt sich hingegen eine durch die Randeinspannung beeinflusste unsymmetrische Verformung. Verformungsmaximum und Aktorposition sind hier nicht identisch. Bei einer Verschiebung von  $R_2$  in Richtung Zentrum (Abb. 5.15) wird deutlich, dass bei kleiner werdendem Abstand zwischen den Aktorpositio-

nen  $R_1$  und  $R_2$  die Symmetrie bei  $R_1$  ab- und bei  $R_2$  zunimmt.  $R_1$  wird stärker durch  $R_2$  und  $R_2$  weniger stark durch den Rand beeinflusst. Ebenso zeigt sich, dass sich unter sonst gleichbleibenden Bedingungen die Amplituden der AIF durch die gegenseitige Beeinflussung ändern. Unter Berücksichtigung dieser Ergebnisse wurde nun das Kompensationspotential



**Abbildung 5.14.:** Verformungen des Spiegelsubstrats entlang des Durchmessers für die Aktorpositionen: Zentrum,  $R_1$  und  $R_2$ .



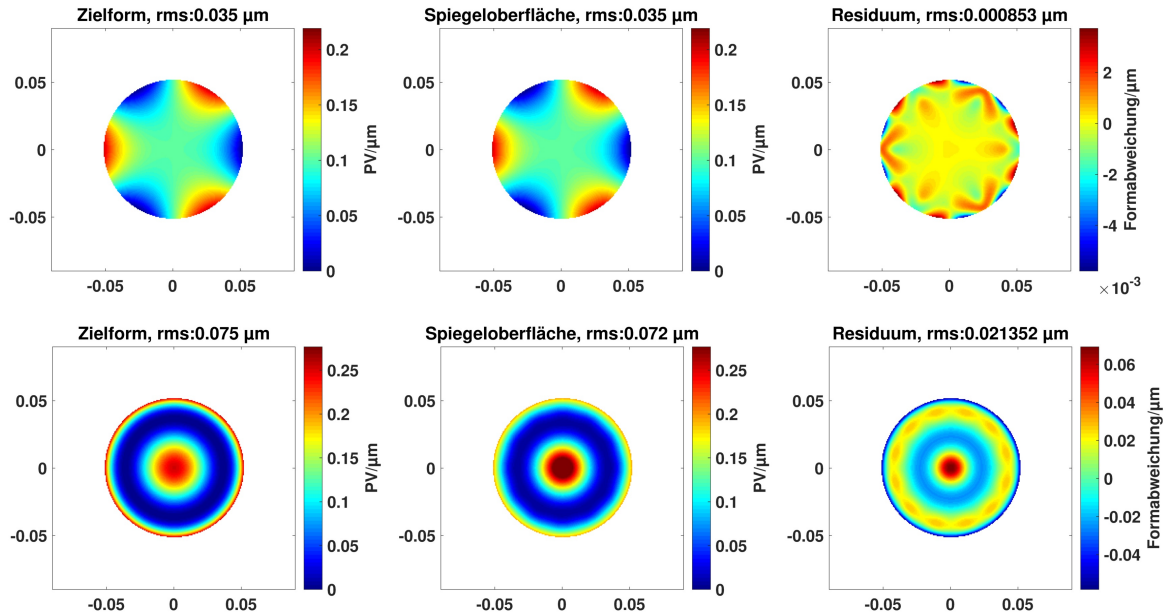
**Abbildung 5.15.:** Verformungen des Spiegelsubstrats entlang des Durchmessers für die Aktorpositionen: Zentrum,  $R_1$  und verschiedene  $R_2$ .

des FE-Modells für die in Kapitel 4 vorgestellten Randbedingungen untersucht.

## 5.5. Abschätzung des Kompensationspotentials

Mit dem bisher verwendeten FE-Modell lassen sich die AIF für alle 25 Aktoren erzeugen. Dabei werden die Knotenverschiebungen der verformten Substratoberfläche in *MATLAB* zunächst auf ein gleichmäßiges Gitter überführt (Funktion `gridfit` [72]). Alle für eine bestimmte Parameterkombination erzeugten AIF werden genutzt, um die Zielformen zu approximieren und dadurch das Kompensationspotential des Spiegelsubstrats abzuschätzen. Die Substratdicke wurde zunächst abgeleitet von den vorhergehenden Untersuchungen auf  $h_{SUB}=3\text{ mm}$ , die Aktorradien  $R_1$  und  $R_2$  auf  $0,8 \cdot R_{CA}$  bzw.  $1,2 \cdot R_{CA}$ , die Rundungsradien  $R_{KEE}$  auf  $4\text{ mm}$  und die AktorstEIFigkeit  $C_{AG}$  auf  $3E6\text{ N/m}$  festgelegt. Abb. 5.16 zeigt beispielhaft die Restfehler als Differenz aus Zielform und approximierter Spiegeloberfläche bei der Kompensation vom Dreiblattfehler und sphärischer Aberration. Der Gesamtrestfehler (als quadratische Summe aller RMS Residuen), welcher hier als Maß für das Kompensationspotential gilt, beträgt  $29,5\text{ nm}$ .

Nach iterativer Optimierung der Parameter konnte der Gesamtrestfehler auf  $24,5\text{ nm}$  reduziert werden. Hauptsächlich trug hier die Minimierung des Restfehlers der sphärischen Aberration bei. Dabei war der Rundungsradius des zentralen KEE ( $R_{KEEc}$ ) und damit die Form der zentralen AIF wichtigste Stellschraube. Es hat sich gezeigt, dass sich eine breite AIF im

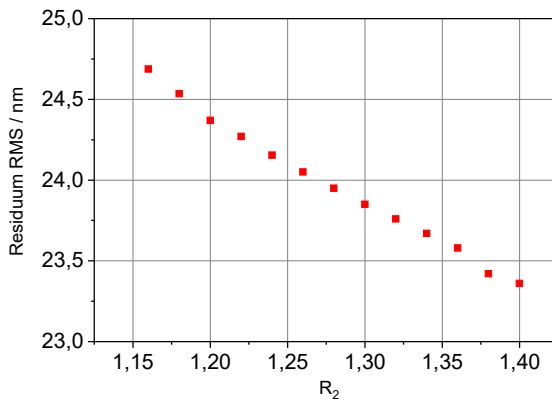


**Abbildung 5.16.:** Zielformen, approximierte Oberfläche und Restfehler für einen Dreiblattfehler und sphärische Aberration (Apertur 110 mm). Die Einheit für die Größenangaben auf Abszisse und Ordinate ist Meter.

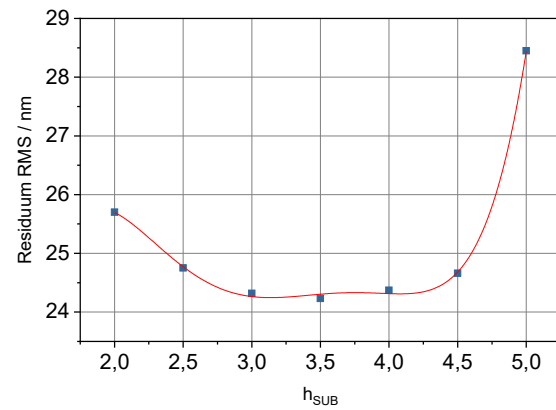
Zentrum positiv auf die Korrektur von sphärischer Aberration auswirkt, sich dabei aber das Kompensationspotential für die übrigen Aberrationen reduziert. Ein  $R_{KEEc}$  von 20 mm führt zum kleinsten Gesamtrestfehler, bei dem gleichzeitig die Restfehler der übrigen Aberrationen kleiner als 10 nm RMS bleiben. Abb. 5.17 zeigt, wie sich eine Veränderung des Aktorradius  $R_2$  (Aktorverteilung) auf den Restfehler auswirkt. Dabei wird deutlich, dass größere  $R_2$ , in dem untersuchten Bereich, stets zu kleineren Residuen führen. Der minimale Versatz zwischen  $R_2=1,36$  und  $R_2=1,38$  im sonst kontinuierlichen, annähernd linearen Verlauf, ist auf eine Vergrößerung des Außendurchmessers ( $D_{OUT}$ ) von 180 mm auf 200 mm zurückzuführen, welcher bei  $R_2>1,36$  notwendig ist, um den Einfluss der festen Randeinspannung zu reduzieren. Von einer weiteren Vergrößerung wurde hier abgesehen, um den Gesamtdurchmesser des Spiegels nicht weiter zu vergrößern. Die gleiche Untersuchung wurde für  $R_1$  durchgeführt. Hier hat sich gezeigt, dass eine Änderung von  $R_1$  im Bereich zwischen 0,7 und 0,9 sehr geringe Auswirkung auf das Residuum hat, wobei ein Wert von 0,8 zu einem Minimum führt. In die konstruktive Auslegung des Spiegeldemonstrators (Kapitel 6) werden daher für  $R_1$  und  $R_2$  die Werte 0,8 bzw. 1,4 übernommen.

Abb. 5.18 zeigt die Änderung des Gesamtrestfehlers bei einer Variation der Substratdicke. In dem untersuchten Bereich zwischen 2 mm und 5 mm konnte ein minimaler Restfehler zwischen 3 mm und 4 mm identifiziert werden. Aus der in den technologischen Randbedingungen gestellten Forderung nach möglichst großen Substratdicken wird eine  $h_{SUB}$  von 4 mm abgeleitet.

Zusammenfassend wird festgestellt, dass bereits die aus den analytischen Betrachtungen

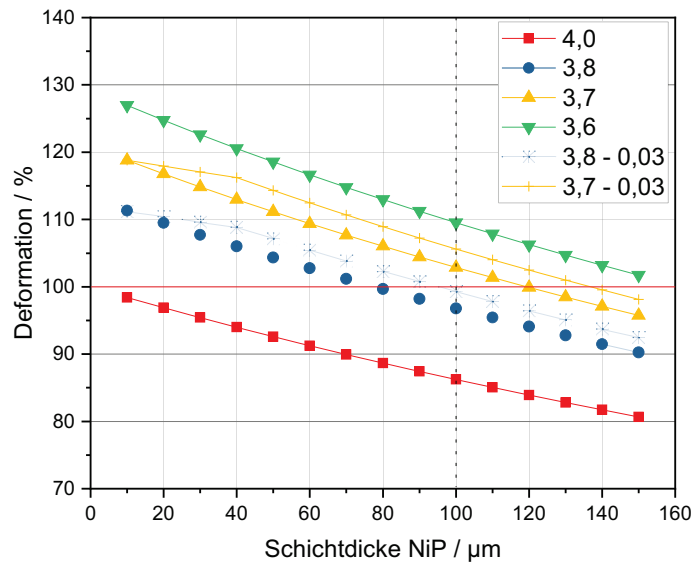


**Abbildung 5.17.:** Änderung des Restfehlers bei Änderung des Aktorradius  $R_2$ .



**Abbildung 5.18.:** Änderung des Restfehlers bei Änderung der Substratdicke  $h_{SUB}$ .

und den numerischen Voruntersuchungen abgeleiteten Parameter zu einem niedrigen Gesamtrestfehler führen. Dies belegt, dass die Verwendung gaußförmiger AIF in einem analytischen Modell bereits präzise Startwerte für eine FE-gestützte Optimierung des Kompensationspotentials liefert. Die Optimierung von  $R_{KEE}$ ,  $h_{SUB}$  und  $R_2$  konnte den Restfehler um weitere 17% reduzieren, wobei die Variation von KEE-Rundungsradius und der Substratdicke den größten Einfluss zeigten. Der Einfluss des KEE-Durchmessers ( $D_{KEE}$ ) ist vernachlässigbar klein. Da aus technologischen Gründen größere  $D_{KEE}$  mit weniger Aufwand zu fertigen sind, wurde dieser Parameter auf 4 mm festgelegt. Die zur Bearbeitung der optischen Oberfläche notwendige Nickel-Phosphor-Schicht erhöht wegen ihres höheren Elastizitätsmoduls die Biegesteifigkeit des Basismaterials AlSi40. Mithilfe des FE-Modells soll nun untersucht werden, inwieweit der Einzelaktorhub durch die zusätzliche Schicht reduziert wird bzw. wie die Dicke des Spiegelsubstrats geändert werden muss, um den Einzelaktorhub bei konstanter Dicke der NiP-Schicht konstant zu halten. Die Bestimmung der zulässigen NiP-Schichtdicke erfolgte über eine Untersuchung der Deformationsänderung (Abb. 5.19). Bei einer Substrathöhe (ohne Schicht) von 4 mm wird eine Deformation von 100% erreicht. Mit zunehmender beidseitiger NiP-Schicht reduziert sich die Deformation aufgrund steigender Steifigkeit. Für eine hochwertige Diamantbearbeitung des Spiegelsubstrats wird eine notwendige NiP-Schichtdicke auf der Spiegelseite von 100  $\mu\text{m}$  definiert (Punktlinie), um ausreichend Materialstärke für eventuell notwendige Korrekturschnitte bereit zu stellen. Abb. 5.19 zeigt, dass bei geringerer Substratdicke die Deformation im Bezug zum Referenzwert ( $h_{SUB}=4\text{ mm}$ ) aufgrund der reduzierten Gesamtdicke ( $h_{SUB} + \text{NiP}$ ) steigt. Da bei der Bearbeitung die Dicke der NiP-Schicht weiter reduziert wird (typisch um etwa 30  $\mu\text{m}$ ), steigt die Deformation weiter (blaue und gelbe Punktlinie). Um mit einer zusätzlichen NiP-Schicht die gleiche Deformation wie im unbeschichteten Fall zu erreichen, muss die Substratdicke reduziert werden. Mit einer Substratdicke von 3,7 mm und einer NiP-Schichtdicke von 100  $\mu\text{m}$  ergibt sich eine Deformation von etwa 105%. Gleichzeitig entsteht an dieser Stelle die To-



**Abbildung 5.19.:** Bestimmung der zulässigen Ni-Schichtdicke durch Untersuchung des Einzelaktorhubs. Eine Substratdicke von 4 mm ohne NiP stellt hier die 100%-Deformation (Referenzwert) dar.

leranz zur Fertigung des Substrats. Es wird deutlich, dass eine Änderung der Substratdicke um 100  $\mu\text{m}$  (also etwa 2,5%), eine Deformationsänderung von etwa 3% hervorruft.



## 6. Gestaltungsrichtlinien für aktive Metallspiegel

Im Kapitel 5 wurden geometrische Parameter und deren Einfluss auf das Kompensationspotential des aktiven Metallspiegels untersucht. Nun wird gezeigt, wie aus diesen Parametern Gestaltungsrichtlinien für die konstruktive Auslegung von Spiegelsubstrat und Spiegelträger abgeleitet werden. Zudem wird ein Beispiel zur Auslegung einer Aktor-Getriebe-Baugruppe gezeigt. Im Anschluss werden die wichtigen Merkmale der konstruktiven Gestaltung sowie das zugrundeliegende FE-Modell des Spiegelsubstrats anhand eines einaktorigen Spiegels experimentell untersucht. Die Simulationsergebnisse zu den anwendungsspezifischen Randbedingungen schließen das Kapitel ab.

### 6.1. Anforderungen an die konstruktive Auslegung eines aktiven Metallspiegels

Für die konstruktive Auslegung eines aktiven Metallspiegels für satellitenbasierte optische Systeme ergeben sich basierend auf den durchgeführten Untersuchungen folgende Gestaltungsrichtlinien:

- i Zur langzeitstabilen Deformation einer geschlossenen, kreisrunden Spiegelfläche wird das Konzept des orthogonalen Krafteintrags in das Spiegelsubstrat vorgeschlagen. Dabei ist das Spiegelsubstrat am Rand gefasst und mit einem Spiegelträger verbunden.
- ii Geometrieparameter für das Spiegelsubstrat sind durch die in dieser Arbeit vorgestellten Optimierungsprozedur zu bestimmen, wobei diese Optimierung auf der Grundlage der zu korrigierenden Aberrationen basiert.
- iii Zur Korrektur anwendungsspezifischer Aberrationen (Zernike-Moden bis sechster Ordnung) werden 25 Krafteintragselemente (Koppelstellen zu den Aktoren) auf zwei konzentrischen Ringen angeordnet, wobei sich ein Krafteintragselement im Zentrum befindet (polare Verteilung).
- iv Für die Minimierung des Restfehlers sind gaußförmige Aktoreinflussfunktionen zielführend. Folgende Richtwerte werden für die Geometrieparameter mit denen gaußförmige AIF erzeugt werden können verwendet:

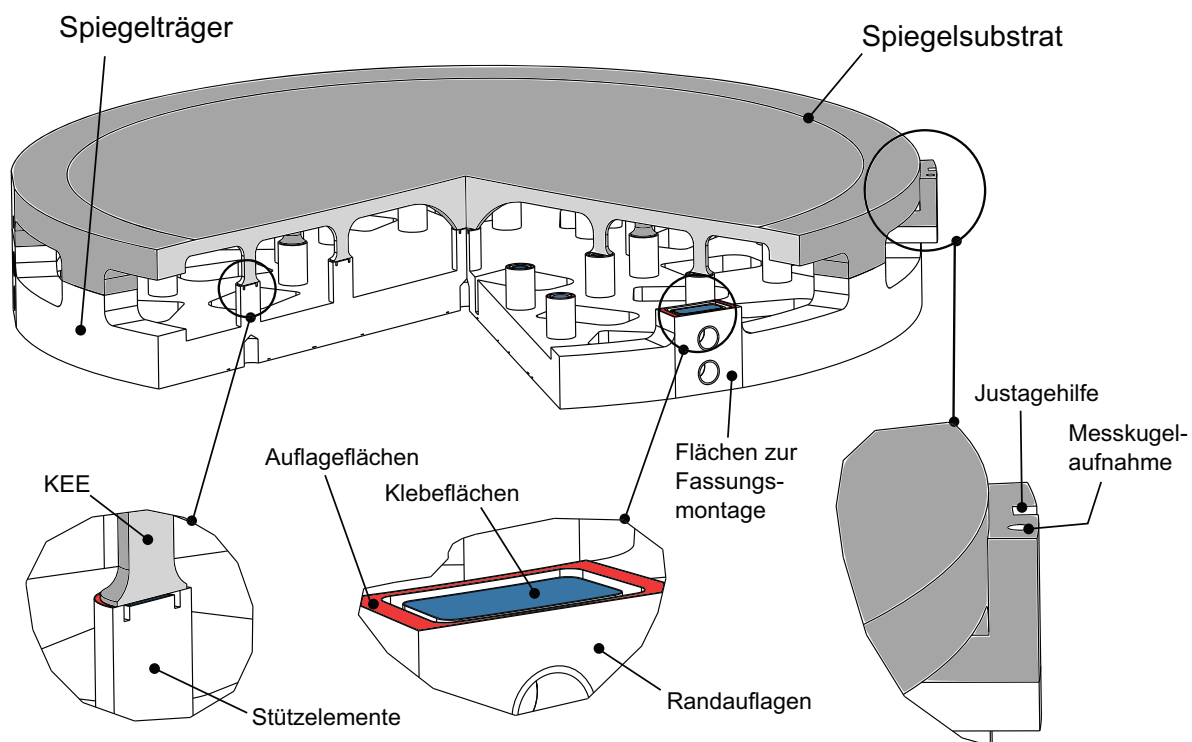


- Die Radien der konzentrischen Aktorverteilung sind  $R1 = 0,8$  und  $R2 = 1,4$  bezogen auf den Durchmesser der aktiven Fläche des Spiegels.
  - Die Größe der Radien zwischen dem Spiegelsubstrat und den Krafteintragungselementen soll 4 mm betragen, wobei der Rundungsradius im Zentrum einen Wert von  $R=20$  mm aufweisen soll. Diese Werte gelten für einen äußeren Substratdurchmesser von 200 mm und können skaliert werden.
  - Die Steifigkeit der Aktormechanik soll zwischen  $10E6$  und  $10E7$  N/m liegen.
  - Die Substratdicke basiert auf dem Quotienten aus Aspektverhältnis und mittlerem Aktorabstand. Das Aspektverhältnis soll für ein durch Diamantbearbeitung hergestelltes Spiegelsubstrat 10 betragen.
- v Spiegelträger und Spiegelsubstrat werden separat vorgefertigt und nach dem Fügen als semi-monolithische Bauteile weiterprozessiert.
- vi Zur besseren Bearbeitbarkeit der Spiegelsubstrats während der Bearbeitung der optischen Fläche werden die Rückseite des Spiegelträgers plan gefertigt. Zudem wird die Diamantbearbeitung durch passive Stützstellen (Passive Stützstellenkonfiguration) ermöglicht. Durch die Integration der Aktormechaniken wird diese Konfiguration in die aktive Stützstellenkonfiguration überführt.
- vii Zur Minimierung von Deformationen der Spiegeloberfläche werden die Koppelstellen zwischen Spiegelträger, Spiegelsubstrat und Aktormechanik so ausgelegt, dass eine schwimmende Klebung im Montageprozess ermöglicht wird.
- viii Als Material werden weltraumqualifizierte Aluminium-Silizium-Werkstoffe eingesetzt, die zusammen mit dem Schichtmaterial Nickel-Phosphor ein athermales System bilden.
- ix Für die langzeitstabile Korrektur werden Aktormechaniken verwendet, die eine energiearme/energielose Positionserhaltung (set-and-forget) und eine bidirektionale Krafteinleitung ermöglichen. Die notwendige Aktorkraft wird aus dem numerischen Modell abgeleitet.

Auf die für die Fertigung aktiver Metallspiegel angepasste Prozesskette, die sich aus den hier aufgeführten Gestaltungsrichtlinien ableitet, wird in Kapitel 7 detailliert eingegangen.

## 6.2. Konstruktive Auslegung einer passiven Stützstellenkonfiguration

Die konstruktive Auslegung des Spiegels berücksichtigt die in 5.1 dargelegten Stützstellenkonfigurationen. Die **passive Stützstellenkonfiguration** (PSK), bei welcher passive Stützelemente zwischen Spiegelträger und -substrat vorgesehen sind, erlaubt die präzise Bearbeitung der optischen Oberfläche vor der Aktorintegration. In der **aktiven Stützstellenkonfiguration** (ASK) werden die passiven Stützelemente durch die Aktormechaniken ersetzt. Daraus leiten sich zwei verschiedene Konstruktionen für den Spiegelträger ab. Abb. 6.1 zeigt die konstruktive Auslegung der passiven Konfiguration. Wichtige Merkmale der PSK des



**Abbildung 6.1.:** Mechanisches Design der passiven Stützstellenkonfiguration des Spiegels (Schnittdarstellung).

Spiegelträger sind die passiven Stützelemente an den 25 Aktorpositionen sowie die zwölf Randauflagen. Durch diese insgesamt 37 Koppelstellen sind Spiegelträger und -substrat miteinander verbunden. Alle 37 Auflageflächen liegen in einer Ebene. Die Gegenstücke bilden die Fußflächen der 25 KEE sowie die zwölf Randauflagen des Spiegelsubstrats. Alle Stützelemente und Randauflagen sind mit Klebeflächen versehen, die aufgrund ihrer Geometrie ein präzises Fügen beider Partner ermöglichen.

Durch Klebeflächen, deren Ebene 0,2 mm niedriger als die Ebene der Auflageflächen liegt, werden sog. Klebefallen erzeugt, die ein präzises Fügen beider Komponenten ermöglichen. Weiterhin sind sowohl auf dem Spiegelträger als auch auf dem -substrat drei Geometrien an-

geordnet ( $3 \times 120^\circ$ ), welche Justierhilfen und Messkugelaufnahmen tragen. Die Justierhilfen dienen dazu, beide Komponenten während des Fügens zueinander zu positionieren. Dazu werden in die prismatischen Nuten Passstifte eingesetzt. Die Messkugelaufnahmen sind vorgesehen, um Stahlkugeln einzulegen, die eine definierte Ausrichtung und Platzierung des Spiegels bei der taktilen Messung seiner Oberfläche ermöglichen. Ebenfalls in einer  $120^\circ$ -Anordnung - aber um  $30^\circ$  versetzt - sind Planflächen zur Montage der Spiegelfassung vorgesehen. Zur Fixierung der Fassung dienen hier jeweils zwei M5-Gewinde, die aufgrund der Sprödigkeit des Al-Si-Werkstoffs durch Gewindeeinsätze realisiert sind. Die Festigkeit der Klebeverbindung an den Randauflagen zwischen dem Spiegelsubstrat und dem Spiegelträger wurde über die zulässige Maximalkraft  $F_{zul} = 12 \cdot A_{KI} \cdot P_{max}$  bestimmt, wobei  $A_{KI}$  die Größe einer Klebefläche und  $P_{max}$  die maximale Zugscherfestigkeit des Klebstoffs ist. Für  $A_{KI}=76,1 \text{ mm}^2$  und  $P_{max}=20 \text{ MPa}$  ergibt sich eine zulässige Gesamt-Maximalkraft  $F_{zul}$  von 18,26 kN. Bei einem Sicherheitsfaktor von  $SF=4$  darf die Maximalkraft eines Aktors 182 N nicht übersteigen.

### 6.3. Aktor-Getriebe-Baugruppe

Die Ermittlung des Kompensationspotentials in Abschnitt 5.5 beruht auf zwei Annahmen: 1) Alle an das Spiegelsubstrat gekoppelten Aktoren stellen ausreichend Kraft zur Verfügung und 2) die Schrittweite zur Einstellung bestimmter Deformationen ist unendlich klein. Im Modell arbeiten die Aktoren also mit unbegrenzter Kraft und unendlicher Genauigkeit. Beide Parameter beeinflussen jedoch das reale Kompensationspotential des Demonstrators. Um eine geeignete Aktormechanik zu entwickeln, müssen beide Parameter bestimmt werden. Eine einfache analytische Abschätzung zur notwendigen Aktorkraft wurde in Abschnitt 5.2 gezeigt. Als Ergebnis wurde hier eine Mindestkraft von 20 N für einen Hub von  $3 \mu\text{m}$  ermittelt. Das numerische Modell erlaubt eine präzisere Aussage zur notwendigen Kraft. Hier kann für jede approximierten Oberflächenform die dafür notwendige Aktorkraft berechnet werden. Unter Berücksichtigung der in den Randbedingungen definierten Amplituden der adressierten Zernike-Moden ergibt sich eine notwendige Mindestkraft von 50 N. Dabei ist nun auch berücksichtigt, dass aufgrund einer starken lokalen Krümmung benachbarte Aktoren in entgegengesetzte Richtungen ausgelenkt werden müssen. Mit einem Sicherheitsfaktor von 2 sollte die Aktormechanik so ausgelegt sein, dass sie etwa 100 N bidirektional zur Verfügung stellen kann. Die notwendige Genauigkeit mit der eine bestimmte Aktorauslenkung eingestellt werden kann, lässt sich aus einer vorgegebenen Toleranz zur Modenkompensation bestimmen. In 5.5 wurde abgeleitet, dass das optimierte Spiegelsubstrat eine Modenkompensation mit einem Gesamtrestfehler von 24,5 nm RMS erlaubt. Bei einem dafür vorgegebenen Maximalwert von z.B. 40 nm RMS bleibt ein Restfehlerbudget von 15,5 nm RMS. Teilt man dieses auf alle 17 zu korrigierenden Moden auf, ergibt sich ein allgemeiner RMS-

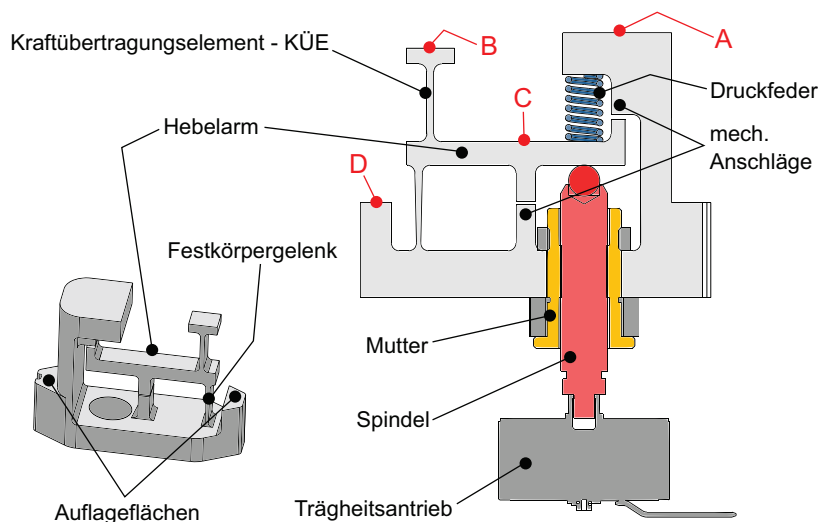
Toleranzwert von  $\sqrt{(15,5\text{nm})^2/17} = 3,76\text{ nm}$ . Wird dieser Wert mit den für die jeweiligen Moden geltenden Faktoren [85] multipliziert, kann man die zulässigen PV-Toleranzwerte ermitteln. Der kleinste Toleranzwert aller Moden liefert die Mindestgenauigkeit des Aktors. Im beschriebenen Fall liegt diese bei etwa 17 nm.

Eine wichtige Anforderung an die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten aktiven Optik ist die Langzeitstabilität der Spiegelfläche - auch ohne Energiezufuhr (siehe Abschnitt 4.2). Zwei der in Abschnitt 2.3.2 vorgestellten Aktorvarianten erlauben einen stromlosen Betrieb, bei dem die Aktorposition kriechfrei gehalten werden kann (sog. „set-and-forget“-Lösungen). Beide Varianten wandeln eine Rotationsbewegung in eine Translation, wobei die Rotationsbewegung entweder durch Gleichstrom- bzw. Schrittmotoren oder durch piezoelektrische Schrittmotoren (Trägheitsantrieb) erzeugt wird. Für den Aufbau des Demonstrators wurde ein piezoelektrischer Trägheitsantrieb (*Cryo Linear Actuator - CLA2201*, Fa. JPE, Anlage A.4) genutzt, der grundlegend die eben genannten Anforderungen erfüllt. Der Trägheitsantrieb (piezo inertia drive) versetzt eine Gewindespindel in eine Rotationsbewegung innerhalb einer Mutter, wodurch sich Antrieb und Spindel entlang ihrer Achse verschieben. Aufgrund der Selbsthemmung verbleibt die Spindel auch beim Wirken einer Gegenkraft an ihrer Position - auch im stromlosen Betrieb. Die erforderliche Mindestkraft soll durch ein Hebelgetriebe realisiert werden. Eine Rückstellfeder stellt dabei die bidirektionale Kraftwirkung sicher.

Abb. 6.2 zeigt die konstruktive Auslegung der Aktor-Getriebe-Baugruppe (AGB). Aktorkraft und Rückstellkraft der Druckfeder wirken entlang einer Achse, jedoch entgegengesetzt am einseitigen Hebelarm, welcher durch ein Festkörpergelenk drehbar gelagert ist. Das Kraftübertragungselement (KÜE) befindet sich am anderen Ende des Hebelarms, untersetzt gemäß dem Hebelgesetz die Kraftwirkung und überträgt sie zum KEE am Spiegelsubstrat. Alle Getriebeelemente (die Druckfeder ausgenommen) sind in einem Bauteil, welches ebenfalls aus dem Werkstoff AlSi40 gefertigt wird, zusammengefasst. Die Hebellängen von KÜE (Lastarm) und Aktor bzw. Druckfeder (Kraftarm) sind im Verhältnis 1:(25±15) angeordnet. Da die kurze Hebellänge des KÜE in der Größenordnung der FKG-Breiten liegt, wirken sich hier kleine Änderungen bzw. die tatsächliche Lage des Drehpunktes innerhalb der Festkörpergelenke signifikant auf das tatsächliche Übersetzungsverhältnis aus. Die Druckfeder ist vor-ausgelenkt integriert, so dass in der Null-Auslenkung des Hebels eine Vorspannkraft von 12,5 N sichergestellt ist - die Hälfte der maximalen Aktor-Stellkraft. Vernachlässigt man die Reststeifigkeit des FKG, so würde das Verhältnis der Hebellängen die Kraft am KÜE auf 160 N steigern. Gleichzeitig wird durch den Hebel die Schrittweite des Aktors mit gleichem Faktor reduziert. In einem FE-Modell des Getriebes wurde die Geometrie so angepasst, dass auch bei Vollauslenkung vor allem im Bereich des FKG die maximal zulässige Streckgrenze des Werkstoffs (200 MPa) nicht überschritten wird.

Mechanische Anschläge verhindern in beiden Auslenkungsrichtungen ein Überschreiten der maximal zulässigen Auslenkung. Der Aktor wird in einer Bohrung konzentrisch der Kraft-

wirkungsachse platziert und verschraubt. An den äußeren Enden der Getriebekomponente befinden sich zwei Auflageflächen (D), die eine Integration in den Spiegelträger ermöglichen. Beide Flächen, welche in einer Ebene liegen, bilden zusammen mit der Deckfläche am KÜE (B) die Kontaktflächen zum Spiegelträger.



**Abbildung 6.2.:** Mechanisches Design des Getriebes (links) sowie eine Schnittdarstellung der Aktor-Getriebe-Baugruppe.

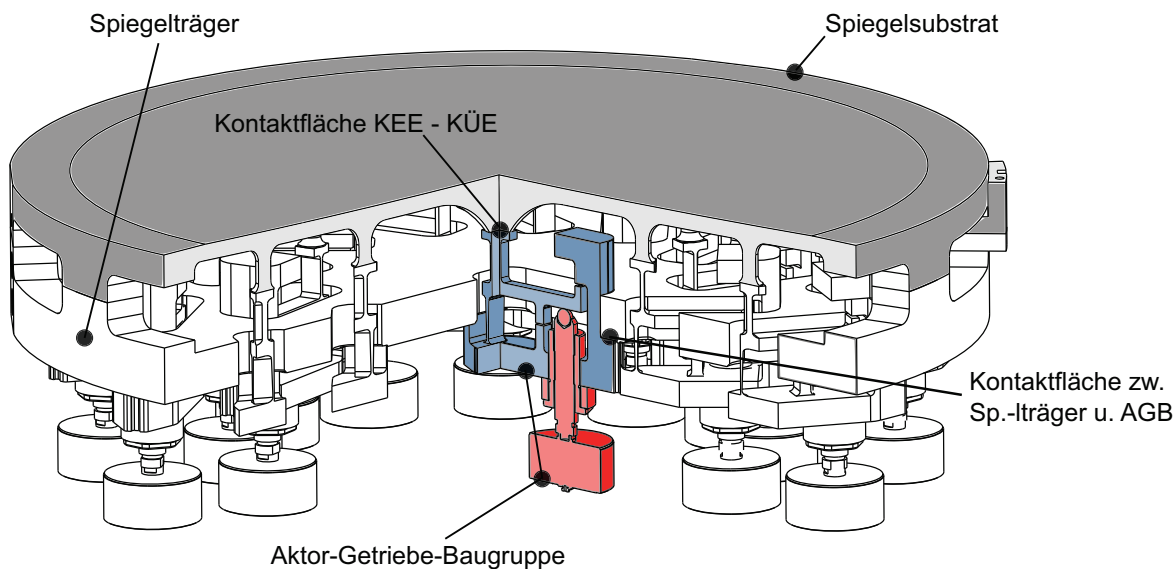
Die Festigkeit der Klebeverbindung zwischen den KEE und den KÜE wurde über die zulässige Maximalkraft  $F_{zul} = 25 \cdot A_{KEE} \cdot P_{max}$  bestimmt, wobei  $A_{KEE}$  die Größe einer tatsächlichen<sup>1</sup> Klebefläche am KEE und  $P_{max}$  die maximale Zugscherfestigkeit des Klebstoffs ist. Für  $A_{KEE}=27,2 \text{ mm}^2$  und  $P_{max}=20 \text{ MPa}$  ergibt sich eine zulässige Gesamt-Maximalkraft  $F_{zul}$  von 544 N. Bei einem Sicherheitsfaktor von  $SF=4$  darf die Maximalkraft eines Aktors 136 N nicht übersteigen. Die Kontaktflächen zwischen den Auflageflächen am Getriebe und dem Spiegelträger sind mit  $69,25 \text{ mm}^2$  deutlich größer und lassen dementsprechend bei gleichem Sicherheitsfaktor eine deutlich größere Maximalkraft (346 N) zu.

## 6.4. Konstruktive Auslegung einer aktiven Stützstellenkonfiguration

Die ASK (Abb. 6.3) unterscheidet sich von der PSK dadurch, dass die passiven Stützelemente durch die in Abschnitt 6.3 vorgestellten Aktor-Getriebe-Baugruppen (AGB) ersetzt werden. Der Spiegelträger wird dabei durch 25 Taschen erweitert, welche die Aufnahme der AGB ermöglichen. Diese sind gemäß der Aktorverteilung konzentrisch in zwei Ringen ange-

<sup>1</sup>Die tatsächliche Klebefläche an den KEE ergibt sich aus der überlappenden Fläche der KEE-Fußfläche und der Kontaktfläche des KÜE

ordnet. Um alle AGB innerhalb des Spiegelträgerdurchmessers platzieren zu können, sind die Taschen um die Achse des Krafteintrags um  $60^\circ$  bzw.  $42^\circ$  gedreht (siehe Anhang A.3). Der Abstand zwischen den Kontaktflächen [Spiegelträger - AGB] und den Kontaktflächen [KEE - KÜE] stimmt mit dem in 6.3 definierten Abstand  $\overline{BD}$  überein. Im Gegensatz zum Fügeprozess der PSK, in welchem den Fügepartnern ein definierter Kontakt über die Auflageflächen zugewiesen wird, gibt es hier keinen direkten Kontakt der Fügepartner. Der Abstand wird über die Menge des applizierten Klebstoffs eingestellt. Durch eine sog. schwimmende Klebung können Spannungen durch Klebstoffschrumpf, die zu Deformationen auf der Spiegeloberfläche führen können, minimiert werden.



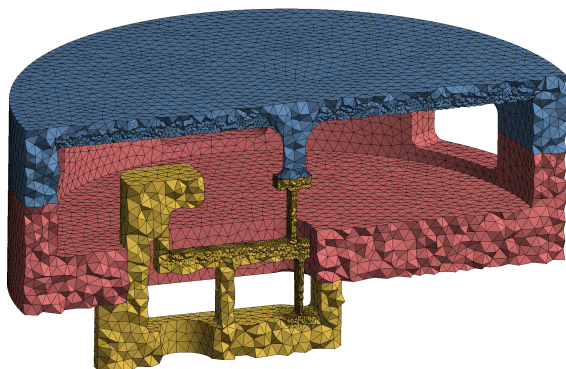
**Abbildung 6.3.:** Mechanisches Design der aktiven Stützstellenkonfiguration des Spiegels (Schnittdarstellung).

### 6.5. Experimentelle Verifikation des FE-Modells anhand eines einaktorigen Spiegels

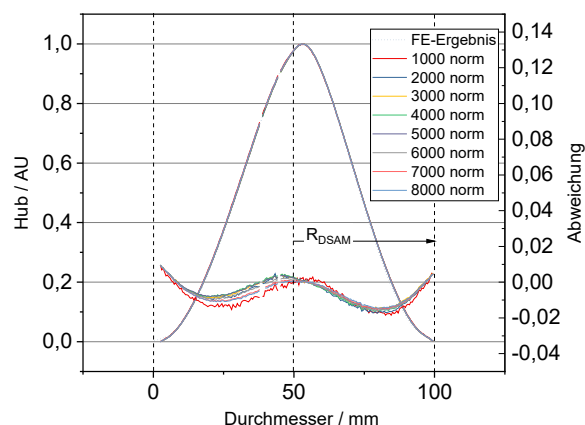
Zur experimentellen Verifikation des numerischen Modells wird ein einaktoriger deformierbarer Metallspiegel (DSAM<sup>2</sup>) mit gaußförmiger AIF aufgebaut und charakterisiert. Gleichzeitig dient dieser Aufbau dazu, das Konzept der aktiven (ASK) und passiven (PSK) Stützstellenkonfiguration und die damit verbundene Aktorintegration zu evaluieren sowie das Übersetzungsverhältnis des Hebelgetriebes zu überprüfen. Wie die in Abschnitt 6.2 entwickelte Konstruktion wird auch der DSAM zunächst in zwei Komponenten gefertigt - einem Spiegelträger und einem Spiegelsubstrat - anschließend gefügt und als Subkomponente weiter

<sup>2</sup>DSAM - Deformable Single Actuator Mirror

prozessiert. Den Beginn stellt auch hier die PSK dar, wobei ein passives Stützelement das am Spiegelsubstrat sitzende Krafteintragsselement (KEE) stützt. Die Auflageflächen beider Spiegelkomponenten sowie KEE und Stützelement liegen in einer gemeinsamen Ebene und dienen als Fügeflächen. Nach dem Fügen der Spiegelkomponenten durch eine Stoßklebung, wurde die optische Fläche diamantgedreht. In einem weiteren Schritt wurden die Taschen für die Aktor-Getriebe-Baugruppe (AGB) in einer Fräsbearbeitung eingebracht und die AGB integriert. Interferometrische Messungen zeigen, dass sich der RMS-Wert der Spiegelflächen-



**Abbildung 6.4.:** Querschnitt des vernetzten FE-Modells des DSAM. Demonstrator zur Validierung der numerisch ermittelten Ergebnisse. Gesamtdurchmesser des Spiegelsubstrats = 100 mm.



**Abbildung 6.5.:** Vergleich der numerisch ermittelten bzw. interferometrisch am Demonstrator gemessenen AIF des DSAM (auf Maximum normiert) sowie die Abweichungen beider Methoden. Der Hebel des Getriebes wurde im Experiment mit 1000, 2000,...8000 Aktorschritten (20 nm/schritt) ausgelenkt.

formabweichung nach dem Fräsprozess deutlich vergrößert (252 nm  $\rightarrow$  447 nm) nach Integration der AGB jedoch vernachlässigbar gering ändert (447 nm  $\rightarrow$  440 nm). Aufgrund der Stoßklebung beider Spiegelkomponenten, ohne die o.g. Klebefallen können klebeinduzierte Spannungen während des Fräsprozesses freigesetzt werden, welche die Verformung nach der Fräsbearbeitung hervorrufen. Dass die Integration der AGB ohne Änderung der Spiegeloberfläche durchführbar ist, verdeutlicht den Vorteil des PSK-ASK-Konzeptes und dessen technologische Umsetzbarkeit. Die geometrischen Parameter für das mechanische Design ( $h_{SUB}$ ,  $D_{KEE}$ ,  $R_{KEE}$ , Getriebeparameter) wurden von den Ergebnissen in Abschnitt 5.5 abgeleitet. Die Getriebemechanik und die Krafteinkopplung ist identisch mit der des in Abschnitt 6.2 vorgestellten Designs. Aufgrund der leichteren mechanischen Bearbeitung wurde als Werkstoff für Spiegelkomponenten und Getriebe die Aluminiumlegierung Al6061 verwendet. Abb. 6.4 zeigt eine Schnittdarstellung des FE-Modells. Zur Ermittlung der AIF wurde die Verschiebung der Spiegelträgergrundfläche zunächst in alle Richtungen gesperrt und eine externe Verschiebung des Getriebehebels konzentrisch zur Wirkachse des Aktors appliziert. Abb. 6.5 zeigt in gepunkteter Linie die auf das Maximum normierte AIF entlang der in neben-

stehender Abb. 6.4 gezeigten Querschnittsebene. Zusätzlich sind die durch interferometrische Messung ermittelten AIF aufgetragen. Dabei wurden Messungen für verschiedene Aktorauslenkungen durchgeführt. Die Differenzen zwischen der numerisch ermittelten und der am Demonstrator gemessenen AIF sind mit  $<2\%$  vernachlässigbar klein (siehe Residuumskurven). Weiterhin wird deutlich, dass unterschiedliche Auslenkungsamplituden die Form der AIF nicht verändern. Auffällig ist die leichte Neigung der AIF nach rechts. Das Maximum der Auslenkung liegt weder im Ergebnis der numerischen Simulation noch in den Messungen im Spiegelzentrum (bei  $D=50\text{ mm}$ ), sondern ist um etwa 10% nach rechts verschoben. Die Ursache dafür, liegt in der Krafteinkopplung, welche - bedingt durch die Geometrie des einseitigen Getriebehebels - nicht nur eine orthogonale Verschiebung, sondern auch eine Verkipfung des KEE erzeugt. Eine Verkipfung des KEE erzeugt ein Moment im Spiegelsubstrat und führt zur Neigung bzw. Verschiebung der AIF. Durch die numerischen Simulationen und die Messungen konnte ein Übersetzungsverhältnis des Hebelgetriebes (Verhältnis aus Hebelverschiebung und Substratauslenkung) von  $29,4 \pm 3,0$  bzw.  $27,8 \pm 2,8$  ermittelt werden. Diese Übersetzung liegt im Bereich der in 6.3 ermittelten Hebellängenverhältnisse.

### 6.6. Simulationsergebnisse mit anwendungsspezifischen Randbedingungen

Die in den ersten vier Abschnitten dieses Kapitels entwickelte konstruktive Auslegung des aktiven Metallspiegels wurde in ein FE-Modell überführt und hinsichtlich der anwendungsspezifischen Randbedingungen untersucht. Spiegelsubstrat und Spiegelträger sowie die Hebelgetriebe wurden dabei unverändert übernommen. Die Aktoren sind jedoch, zur Reduzierung der Geometriekomplexität, durch Bauteile mit gleicher Volumen-Massenverteilung ersetzt. Zur anwendungsnahen Montage des Spiegels wurden Bipods<sup>3</sup> konstruiert und an den drei Flächen zur Fassungs montage platziert (vgl. Abb. 6.6). Die Bipods sind im Rahmen dieser Arbeit grob dimensioniert worden, da eine Optimierung erst bei Kenntnis der mechanischen Schnittstellen zur Teleskopstruktur sinnvoll ist. Zunächst wurden die maximalen Verschiebungen und die resultierenden Spannungen der Spiegelkomponenten bei **quasi-statischer Belastung** (siehe 4.3) überprüft. Tabelle 6.1 zeigt den Vergleich der Verschiebungen und Spannungen bei Belastung mit einfacher und 45-facher Erdbeschleunigung in axialer und radialer Richtung. Eine Abbildung des FE-Modells mit Kennzeichnung der Wirkrichtungen ist in Anhang A.7 gezeigt. Die höchsten zu erwartenden Spannungen treten bei einer Belastung mit 45-facher Erdbeschleunigung in radialer Richtung auf. Die modale Masse-Beschleunigungskurve (4.3) sieht bei einer Spiegelmasse von etwa 3 kg eine Min-

---

<sup>3</sup>Bipod - Ein durch vier Festkörpergelenkpaare gestütztes Halteelement zur momentfreien Fassung optischer Elemente

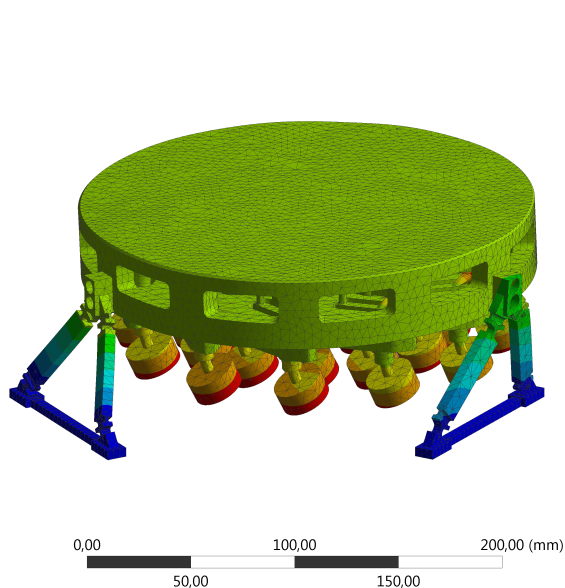


destbelastung von 24G vor. Die Ergebnisse zeigen, dass auch bei einer Belastung von 45G die höchsten Spannungen mit lediglich 115 MPa innerhalb der Festkörpergelenke der Bipods liegen (Abb. A.7). Eine Optimierung der Bipods kann diesen Wert minimieren. Durch

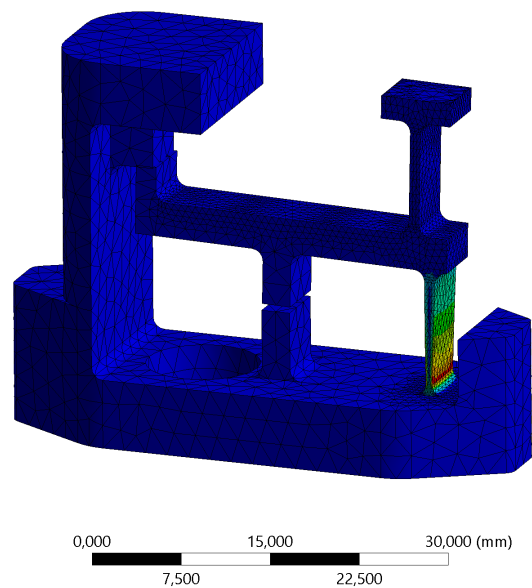
**Tabelle 6.1.:** Maximale Verschiebungen und resultierende Spannungen bei Belastung mit 1G bzw. 45G in axialer bzw. radialer Richtung

	Wirkrichtung	max. Verschiebung	max. Spannungen
1G	axial (Z)	503 nm	0,88 MPa
	radial (-Y)	106 nm	2,26 MPa
45G	axial (Z)	18437 nm	39,3 MPa
	radial (-Y)	4311 nm	<b>114,9 MPa</b>

eine Modalanalyse können die Lage der **Resonanzfrequenzen** aufgezeigt und die zugehörigen Schwingungsformen für den aktiven Metallspiegel veranschaulicht werden. Abb. 6.6 zeigt die Schwingungsform der ersten Resonanzfrequenz bei 718 Hz. Dieses Ergebnis ist auch auf die Gestaltung der Bipods zurückzuführen. Dementsprechend kann auch hier eine Optimierung der Geometrie das Ergebnis verbessern.



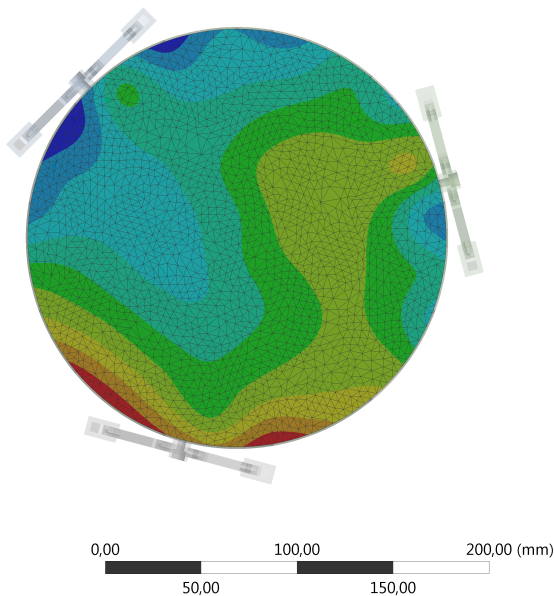
**Abbildung 6.6.:** FE-Modell des aktiven Metallspiegels mit Bipods. Schwingungsform der ersten Resonanzfrequenz (718 Hz).



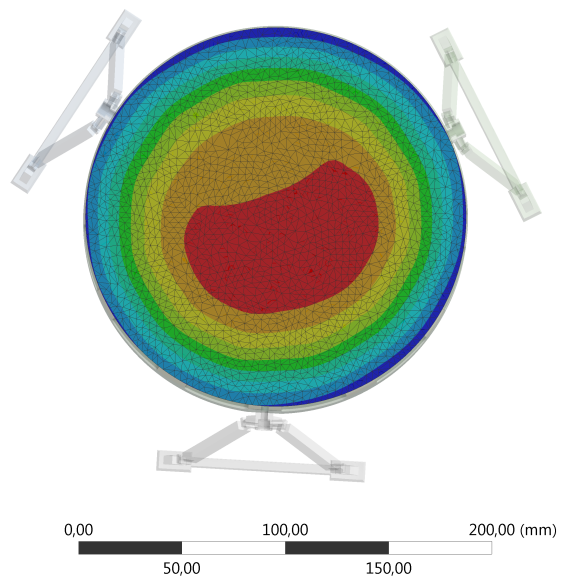
**Abbildung 6.7.:** FE-Modell des Hebelgetriebes. Darstellung der Spannungen im Bauteil nach einer Verschiebung des Hebels um 500 µm. Entspricht der maximalen durch die mechanischen Anschläge begrenzten Hebelauslenkung.

Während der Montage und im Betrieb des Spiegels sind die Hebelgetriebe der größten mechanischen Last ausgesetzt. Dabei sollen die in den Bauteilen auftretenden **Spannungen** den 0,5-fachen Wert der Werkstofffestigkeit nicht überschreiten. Abb. 6.7 zeigt das Hebelgetriebe mit einer Auslenkung des Hebels um 500 µm - die maximalen durch die mechanischen

Anschläge begrenzten Hebelauslenkung. Hier treten im Bereich des FKG-Fußes Spannungen von max. 100 MPa auf. Für AlSi40 entspricht dies gerade der Hälfte der maximalen Zugfestigkeit. Dieser Fall tritt bei der Demontage eines Aktors auf. Während des Betriebs sind die Hebelauslenkungen und damit auch auftretenden Spannungen deutlich geringer. Eine **Formänderung** der Spiegeloberfläche tritt während des Betriebs auf, 1) nachdem der Spiegel nicht mehr der Erdbeschleunigung ausgesetzt ist ( $1G \rightarrow 0G$ ) und 2) bei Änderung der Umgebungstemperatur. Abb. 6.8 zeigt die Formänderung der Spiegeloberfläche für den ersten Fall. Dargestellt ist die Verformung bei Wirkung der einfachen Erdbeschleunigung. Für die vollständige Spiegeloberfläche wurde ein PV-Wert von 29,5 nm (4,9 nm RMS) ermittelt. Innerhalb der aktiven Apertur entspricht dies einem PV-Wert von 11,6 nm bzw. 3,4 nm RMS. Aufgrund der niedrigen Raumfrequenz und der geringen Amplitude kann dieser Fehler - ohne deutliche Reduktion des Dynamikbereichs des Spiegels - korrigiert werden. Abb. 6.9



**Abbildung 6.8.:** FE-Modell des aktiven Spiegels mit Formänderung aufgrund der Erdbeschleunigung ( $0G \rightarrow 1G$ ).



**Abbildung 6.9.:** FE-Modell des aktiven Spiegels mit Formänderung aufgrund der Änderung der Umgebungstemperatur um 1 K.

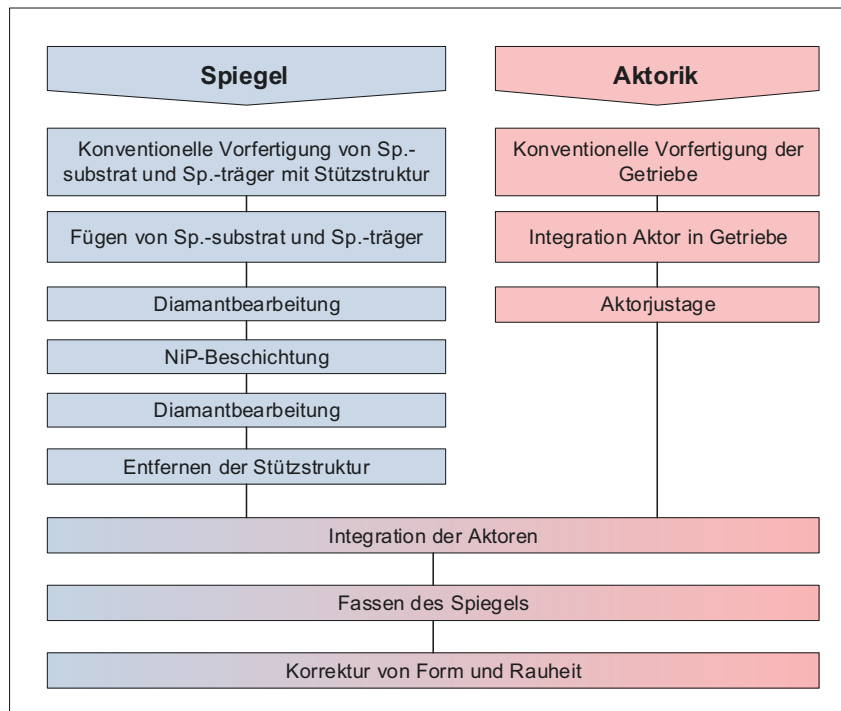
zeigt die Formänderung der Spiegeloberfläche nach Änderung der Umgebungstemperatur um 1 K. Die hauptsächlich sphärische Verformung ist auf den CTE-Unterschied zwischen dem AlSi40 und der NiP-Schicht zurückzuführen. Für die vollständige Spiegeloberfläche wurde ein PV-Wert von 27,5 nm/K (7,8 nm/K RMS) ermittelt. Innerhalb der aktiven Apertur entspricht dies einem PV-Wert von 5,1 nm/K bzw. 1,4 nm/K RMS.

# **7. Herstellung und Montage eines Demonstrators mit sphärischer Spiegelfläche**

Aus den Gestaltungsrichtlinien (Kapitel 6) wird unter Berücksichtigung der technologischen Randbedingungen für Metalloptik der Fertigungs- und Montageprozess für aktive Metallspiegel abgeleitet. Die in Kapitel 5 vorgestellten Ergebnisse der Geometrieoptimierung für einen aktiven Metallspiegel sollen anhand eines Demonstrators überprüft werden. Mit Bezug zu dem in Kapitel 4 beschriebenen Anwendungsszenario wird ein aktiver Spiegel mit sphärischer Spiegelfläche gefertigt, der im folgenden Kapitel 8 hinsichtlich seiner optischen Eigenschaften charakterisiert wird.

## **7.1. Herstellungskonzept und Montagestrategie**

In diesem Abschnitt wird das Konzept und die zugehörige Montagestrategie zur Herstellung eines Demonstrators erläutert. Ziel der Entwicklung des Herstellungskonzeptes sind die Übertragung der in Abschnitt 2.2.1 vorgestellten Prozesskette zur Herstellung passiver Metalloptiken auf aktive Metalloptiken sowie eine Strategie zur Integration der Aktorik. Dabei werden die in Kapitel 5 abgeleiteten Gestaltungsrichtlinien berücksichtigt. Abb. 7.1 bietet einen Überblick über die charakteristischen Schritte der Prozesskette. Kennzeichnend ist die Vorfertigung und das Fügen von Spiegelträger und Spiegelsubstrat mit einer innen liegenden Stützstruktur (PSK). Nach dem Verbinden beider Komponenten durch eine Klebung kann der Spiegel als ein semi-monolithischer Spiegelkörper - analog zu passiven Metalloptiksubstraten - weiterbearbeitet werden. Die für die Diamantbearbeitung notwendige Nickel-Phosphor-Schicht wird in einem nasschemischen Prozess aufgebracht. Die Stützstruktur erhöht temporär die Steifigkeit des Spiegelsubstrats und erleichtert infolgedessen die Diamantbearbeitung der optischen Oberfläche. Abweichend von der klassischen Prozesskette für passive Substrate wird nun vor der Integration der Aktorik - welche in einem parallelen Prozess gefertigt und montiert wird - die Stützstruktur durch eine Fräsbearbeitung entfernt. Der Spiegel mit integrierter Aktorik (ASK) wird mithilfe von Bipods gefasst und die optische Oberfläche als finaler Schritt hinsichtlich Form und Rauheit korrigiert. Das vorgestellte Konzept ist aufgrund iterativer Bearbeitungsschritte weniger kritisch gegenüber Fertigungstoleranzen. Nach jedem Bearbeitungsschritt, der eine Änderung geometrischer Parameter vorsieht, findet eine Charakterisierung der Geometrie statt - entweder taktil oder



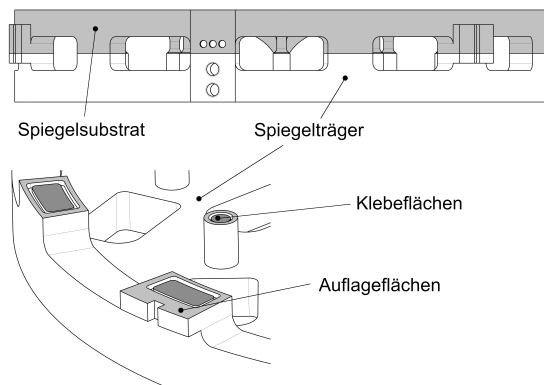
**Abbildung 7.1.:** Konzept zur Herstellung eines aktiven Metallspiegels. Diese Prozesskette beinhaltet nur die wichtigsten Schritte.

interferometrisch. Abweichungen vom Zielwert des Parameters können durch eine weitere Iteration des jeweiligen Prozessschrittes (z.B. eine weitere Diamantbearbeitung) korrigiert werden. Die Fügetechnologie Kleben zur Integration der Aktormechanik erlaubt außerdem die Kompensation von Fertigungsungenauigkeiten der Fügepartner. Die folgenden Abschnitte dieses Kapitels geben einen detaillierten Einblick in die einzelnen Prozessschritte.

## 7.2. Vorfertigung und Fügen von Spiegelträger und Spiegelsubstrat

In diesem Abschnitt werden die ersten sechs Schritte der im Anhang (A.5) gezeigten Prozesskette und die zugehörigen Messungen detailliert erläutert. Für die Fertigung von Spiegelträger und Spiegelsubstrat werden quadratische Halbzeuge aus AlSi40 mit einer Höhe von 25 mm verwendet. Bevor die Geometrie von Spiegelsubstrat und Spiegelträger in einem Fräsprozess in die Halbzeuge eingebracht wird, werden eventuelle Materialspannungen in den Halbzeugen durch ein erstes Spannungsarmglühen abgebaut. Nach der Fräsbearbeitung werden durch ein zweites Spannungsarmglühen eventuell durch das Fräsen freigesetzten Spannungen reduziert. Die Form wird durch eine 3-Koordinaten-Messmaschine (DKM) vermessen. Vor dem Fügen durch eine Klebung wird die Parallelität beider Komponenten

durch Diamantdrehen erhöht und damit gleichzeitig ebene Flächen zur verformungsarmen Aufnahme auf der Drehspindel geschaffen. Durch Interferometermessungen wurde bestätigt, dass die der Aufnahme zugewandten Seiten eine Ebenheit von etwa  $1\text{ }\mu\text{m}$  (PV) aufweisen. In Abbildung 7.2 sind die Klebe- und Auflageflächen des Spiegelträgers gekennzeichnet. Die Auflageflächen (hellgrau) stellen eine direkte Kontaktfläche zu den entsprechenden Flächen am Spiegelsubstrat dar und werden zur Reduktion klebeinduzierter Spannungen durch eine Diamantbearbeitung eingeebnet. Nach zweifacher Bearbeitung der Auflageflächen auf dem Spiegelsubstrat und auf dem Spiegelträger konnten Ebenheiten  $<10\text{ }\mu\text{m}$  erreicht werden. Nachdem die in Vorversuchen ermittelte Klebstoffmenge auf die Klebflächen mit einem Handdosiergerät aufgetragen wurde (Abb. 7.3), konnten beide Komponenten mithilfe einer Vorrichtung zur rotatorischen Ausrichtung zueinander positioniert werden. Wie es das Prinzip der Klebefallen verlangt, wurde beide Komponenten für einige Sekunden manuell zusammengedrückt, um alle Auflageflächen vollständig in Kontakt zu bringen und den Klebstoff auszudrücken. Nach dem Kleben wurde die Rückseite geläppt und durch konventionelles Fräsen der Radius (inkl. einem Aufmaß für die folgende Diamantbearbeitung) in den semi-monolithischen Spiegelkörper eingebracht. Mithilfe einer Tastschnittmessung wurde hier ein Radius von  $R=2811,3\text{ mm}$  ermittelt.



**Abbildung 7.2.:** Semi-monolithischer Spiegelkörper (aus Spiegelträger und Spiegelsubstrat) nach dem Kleben. Außerdem sind die Klebe- und Auflageflächen, die zusammen die sog. Klebefallen bilden dargestellt.

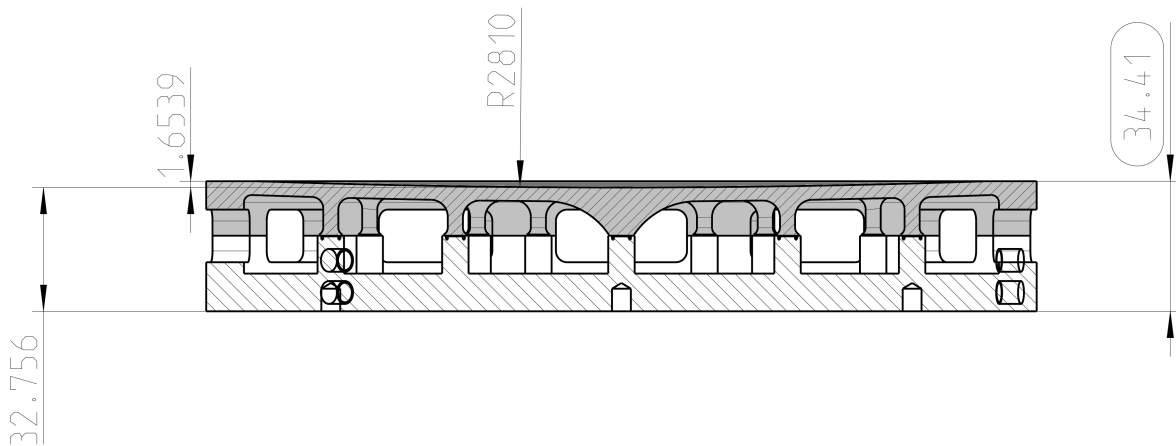


**Abbildung 7.3.:** Applizierter Klebstoff in der Klebefalle eines Stützelements.

## 7.3. Ultrapräzise Diamantbearbeitung der optischen Fläche

Nach der Vorfertigung des Spiegelradius durch Fräsen wird durch Diamantdrehen die Oberfläche des Spiegels für die Beschichtung mit NiP vorbereitet. Hier wird die im Design festgelegte Höhe des gesamten Spiegelkörpers eingestellt und die finale Form der Spiegelfläche vor der Beschichtung bestimmt. Abweichungen vom Zielradius bzw. von der Zielform haben

an dieser Stelle aufgrund der nachfolgenden Beschichtung nur geringen Einfluss auf das Endergebnis. Vor der Beschichtung wurde über eine Tastschnittmessung in zwei Richtungen ein Radius von  $R=2814\text{ mm}$  und eine Formabweichung von  $1,45\text{ }\mu\text{m}$  (PV BFS) ermittelt. Abb. 7.4 zeigt die Zeichnung des Spiegelkörpers mit den für die Diamantbearbeitung notwendigen Maßen. In einem nasschemischen Verfahren wurde anschließend eine Schicht NiP auf den Spiegelkörper aufgebracht. Verfahrensbedingt wurden dabei alle Innen- und Außenflächen beschichtet. Messungen nach der Beschichtung ergaben eine mittlere Schichthöhe von  $115\text{ }\mu\text{m}$ . In die aufgetragene NiP-Schicht wurde anschließend die finale Form durch Diamantdrehen eingebracht. Nach zwei Drehschritten wurde die Oberfläche profilometrisch vermessen (Anhang A.2). Obwohl die im Design definierte Zielhöhe noch nicht erreicht wurde, wurde der Drehprozess aufgrund der sehr guten Oberflächenform beendet. Der definierte Radius von  $2810\text{ mm}$  wurde exakt getroffen. Eine Formabweichung (BFS) von  $155\text{ nm RMS}$  entspricht Werten, die auch bei passiven Substraten dieser Größe erreicht werden [127].



**Abbildung 7.4.:** Zeichnung des semi-monolithischen Spiegelkörpers mit den für die Diamantbearbeitung notwendigen Maßen zur Beschreibung der Spiegeloberfläche.

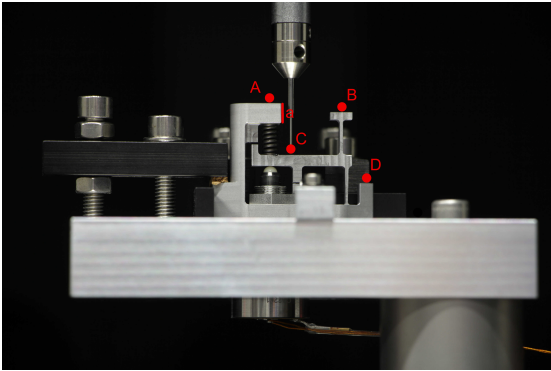
Die zur Unterstützung der Diamantbearbeitung verwendete Stützstruktur wurde durch Fräsen entfernt (PSK  $\rightarrow$  ASK). Dabei frei werdende Spannungen, die z.B. durch das Kleben beider Spiegelkomponenten eingebracht worden sind, führen zur Verformung der Spiegeloberfläche. Das Spiegelsubstrat wird nun nur durch die Klebeflächen am Rand gehalten. Profilometrische Messungen zeigen eine deutliche konvexe Deformation, welche zu einer Änderung des Spiegelradius führt. Nach dem Entfernen der Stützstruktur besitzt die Spiegelfläche eine Formabweichung von  $710\text{ nm RMS}$  und einen Radius von  $2819.8\text{ mm}$ . Das optische Design des Anwendungsszenarios lässt eine Radiusabweichung von  $\pm 1\%$  zu (entspricht  $\pm 28\text{ mm}$ ). Damit liegt der Radius für den vorliegenden Anwendungsfall deutlich im Toleranzbereich.

## 7.4. Integration der Aktoren und Fassen des Spiegelsubstrats

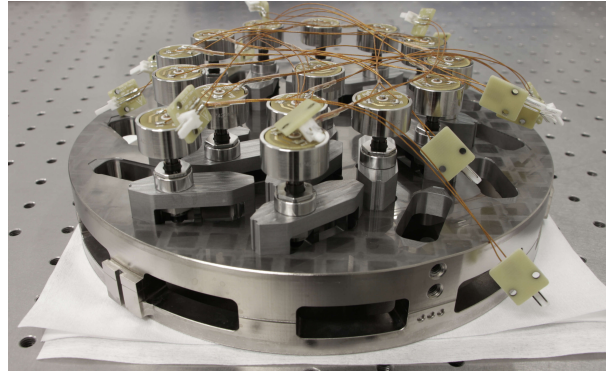
In diesem Abschnitt soll gezeigt werden, wie die Aktoren mit den durch Fräsbearbeitung hergestellten Hebelgetrieben verbunden und beide Elemente zusammen als Aktor-Getriebe-Baugruppe in den Spiegel integriert werden. Die Aktoren wurden mithilfe einer Sechskantmutter in dem Hebelgetriebe fixiert. Eine Verdrehsicherung der Mutter wurde mithilfe eines Zwei-Komponenten-Klebstoffs erzielt. Nachdem der Aktor bis zum Kontakt mit dem Hebel ausgelenkt wurde, konnte die Druckfeder eingesetzt werden. Auch diese wurde an beiden Enden gegen Verschieben gesichert. Abb. 7.5 zeigt den Aufbau mit welchem jede Aktor-Getriebe-Baugruppe vor der Integration in den Spiegel justiert wurde. Ziel der Justage war es, den Getriebehebel in die im Design definierte Nullauslenkung zu setzen. Dazu wurden zunächst, der Abstand  $a$  mit einer Mikrometerschraube und im Anschluss die Höhen  $\overline{AC}$  und  $\overline{BD}$  durch Messung mit der DKM bestimmt. Die Differenz  $\overline{AB} - a$  gibt Informationen zur Nulllage des Hebels. Die Nullauslenkung ist definiert durch die Einbaulänge der Druckfeder. Diese wurde dann für jedes Hebelgetriebe individuell auf den Zielwert ( $\pm 2,95 \mu\text{m}$ ) eingestellt. Der Abstand  $\overline{BD}$  entspricht dem Abstand der Klebpositionen im Spiegel. Diese wurden ebenfalls mit der DKM bestimmt und haben einen mittleren Abstand von  $19,779 \pm 0,0198 \text{ mm}$ . Im Mittel sind die Abstände  $\overline{BD}$  im Getriebe  $12,5 \mu\text{m}$  größer als der zugehörige Abstand im Spiegel. Ähnlich wie beim Kleben beider Spiegelkomponenten wurde auch hier Klebstoff auf die Klebeflächen am Spiegel aufgetragen und die AGB manuell eingesetzt. Ein Spalt von  $12,5 \mu\text{m}$  zwischen Klebeflächen am Getriebe und den Klebeflächen am Spiegel kann durch das schwimmende Aushärten des Klebstoffs ausgeglichen werden. Im Gegensatz zum Kleben beider Spiegelkomponenten wird kein Druck aufgebracht, um Klebstoff auszudrücken. Abbildung 7.6 zeigt den aktiven Spiegel während der Aktorintegration. Profilometrische Messungen vor und nach der Aktorintegration zeigen, dass sich die Gestalt der Spiegeloberfläche nur geringfügig ändert. Die Abweichung von der BFS hat sich von  $710 \text{ nm}$  auf  $721 \text{ nm RMS}$ , der Radius des Spiegels hat sich um  $0,42 \text{ mm}$  auf  $2820,2 \text{ mm}$  vergrößert, liegt dennoch deutlich im Toleranzbereich der Spezifikationen ( $(2810 \pm 28) \text{ mm}$ ).

Der voll integrierte aktive Spiegel wird an drei Bipods montiert. Diese sind mit einer Basisplatte verbunden, welche nicht nur später für die Integration des Spiegels in den Wellenfrontaufbau, sondern auch zur Halterung des Spiegels in den nachfolgenden Fertigungsschritten verwendet wird. Abb. 7.7 zeigt den Spiegeldemonstrator nach der Montage an Bipods und Basisplatte. Zur Zugentlastung der Signaldrähte werden die mit den Drähten verbundenen Steckverbindungen ebenfalls an der Basisplatte fixiert. Bevor mit der Korrektur von Form und Rauheit begonnen wird, werden alle Aktoren in dem Interferometeraufbau auf Funktionalität überprüft.





**Abbildung 7.5.:** Aufbau zur Justage des Hebelarms in der Aktor-Getriebe-Baugruppe. Rote Punkte markieren die Stellen an denen Höhenmessungen durchgeführt wurden.

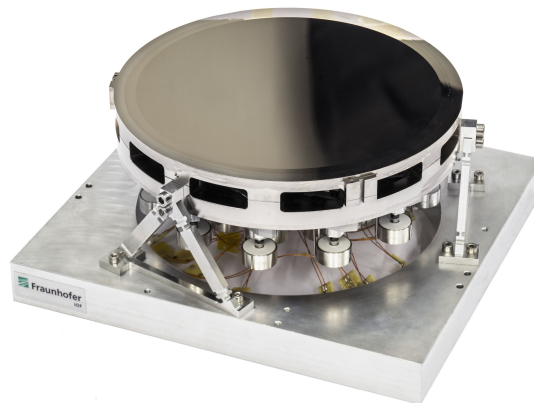


**Abbildung 7.6.:** Aktiver Spiegel während der Integration der Aktor-Getriebe-Baugruppen.

### 7.5. Korrektur von Form und Rauheit

Im vorherigen Abschnitt wurde die Fassung des Spiegeldemonstrators erläutert. Nach diesem Schritt kann nun zunächst die Form der Spiegeloberfläche durch MRF (siehe Abschnitt 2.2.1) korrigiert werden. Die interferometrisch gemessene initiale Spiegeloberfläche dient vor der MRF-Bearbeitung als Grundlage zur Berechnung von Bearbeitungsverweilzeiten.

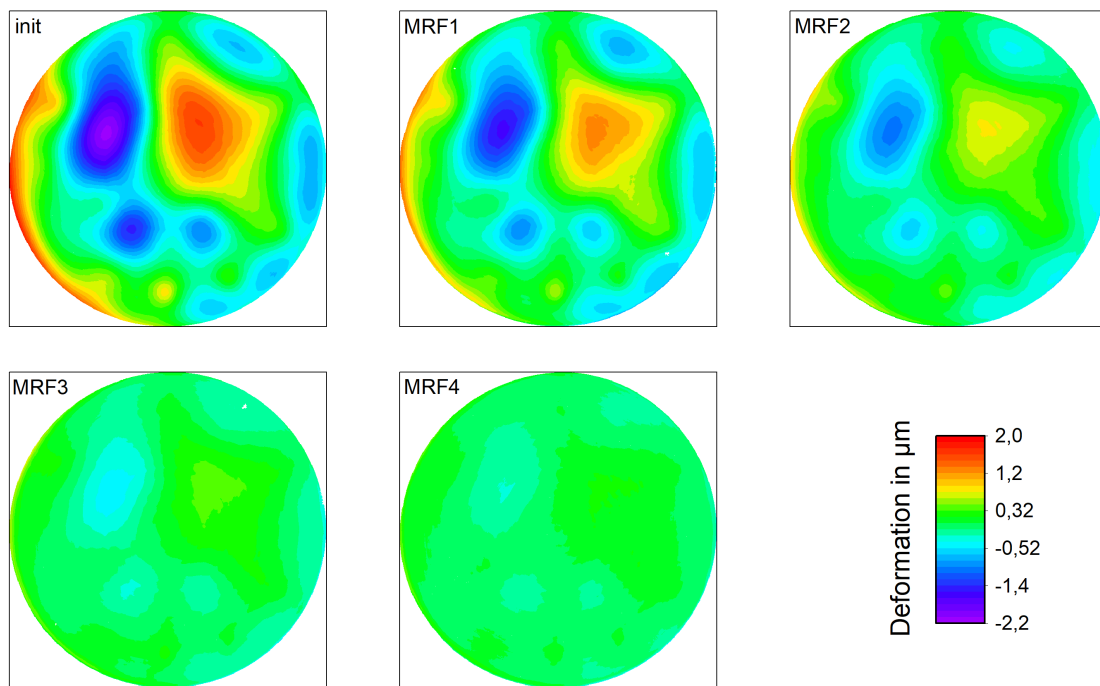
Abhängig von Amplitude und Richtung der Oberflächendeformationen und entsprechend dem notwendigen Materialabtrag werden Verweilzeiten und Bahnbewegung bestimmt. Nach der ersten Bearbeitungssequenz wird erneut interferometrisch gemessen und berechnet. So wird iterativ die Amplitude der Deformation reduziert. Um die Gesamtbearbeitungszeit einer Iteration zu reduzieren, wurde im vorliegenden Fall definiert, dass in jedem Iterationsschritt nur 50% der Amplitude korrigiert werden sollen.



**Abbildung 7.7.:** Vollständig integrierter und montierter aktiver Spiegeldemonstrator.

Die Abb. 7.8 zeigt sowohl die interferometrischen Messungen der initialen Spiegeloberfläche als auch die Messungen nach jeder Bearbeitungsiteration. Allein die Betrachtung der Oberflächengestalt zeigt, dass nach jedem Schritt eine qualitative Verkleinerung der Amplitude stattfindet. In Tabelle 7.1 sind die zu jedem Schritt gehörigen Prozessparameter und





**Abbildung 7.8.:** Interferometrische Messungen der initialen Spiegeloberfläche sowie nach jedem MRF-Schritt.

Ergebnisse gelistet. Nach vier Iterationen wurde die Bearbeitung beendet, da die Amplitude

**Tabelle 7.1.:** Bezeichnung der einzelnen Iterationsschritte bei der Formkorrektur durch MRF, die zugehörigen PV und RMS Werte sowie die Bearbeitungszeiten der Schritte.

Iteration	PV / nm	RMS / nm	Korrektur	Bearbeitungszeit / h
init	4007,1	727,9	-	-
MRF1	2942,9	545,3	50%	24
MRF2	1969,9	345,1	50%	42
MRF3	1296,1	171,5	50%	55
MRF4	1053,0	97,1	50%	24
MRF4(CA)	436,0	69,0	-	-
<i>gesamt</i>				<i>145</i>

des gemessenen Restfehlers deutlich im ermittelten Dynamikbereich des aktiven Spiegels lag. Die Rauheit der Spiegeloberfläche wurde am Demonstrator selbst nicht durch einen zusätzlichen technologischen Schritt verbessert. Parallel wurde jedoch untersucht, wie durch ein chemisch-mechanisches Polierverfahren (CMP) die Rauheit reduziert werden kann. Mit einem weichen Sub-Aperturwerkzeug (Spotgröße = 16 mm) konnte die Rauheit auf 2,04 nm RMS reduziert werden. Bei einem Startwert von 19,1 nm RMS war für die gesamte Spiegeloberfläche eine Gesamtbearbeitungszeit von 44 h erforderlich. In [127] wird gezeigt, dass die Oberfläche eines passiven Metallspiegels (AlSi42+NiP) ähnlicher Größe durch die Verwendung eines chemisch-mechanischen Polierverfahrens (Sub-Apertur) auf eine Rauheit von <0,5 nm RMS verbessert werden konnte.

## 8. Charakterisierung des Demonstrators

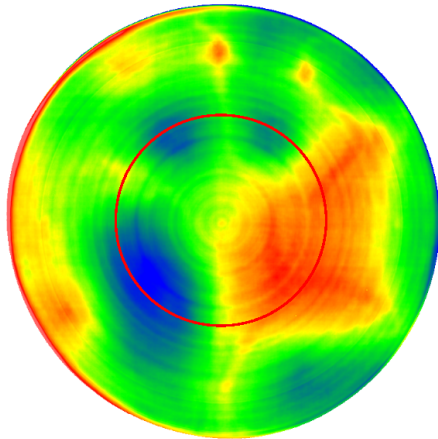
Nachdem in Kapitel 7 die Fertigung eines Spiegeldemonstrators nach den zuvor ermittelten geometrischen Parametern und unter Beachtung der Gestaltungsrichtlinien erläutert wurde, werden nun applikationsrelevante Eigenschaften charakterisiert. Die Charakterisierung erfolgt in vier Schritten: Zunächst wird die optische Oberfläche des Spiegels beschrieben, ohne diese durch die Aktorik zu manipulieren. Im Anschluss soll die Langzeitstabilität des Spiegeldemonstrators untersucht werden. Abschließend wird gezeigt, welchen Einfluss die Aktivierung einzelner Aktoren auf die Spiegeloberfläche hat und wie dadurch definierte Oberflächenformen erzeugt bzw. Wellenfrontaberrationen korrigiert werden können. Hier wird gleichzeitig die Integration des Demonstrators in eine applikationsnahe Umgebung vorgestellt.

### 8.1. Charakterisierung der Spiegeloberfläche ohne aktive Korrektur

In Kapitel 7 wurde die finale Bearbeitung der Spiegeloberfläche durch magnetogheologisches Polieren dargelegt. Nach der grundlegenden Formgebung durch die Diamantbearbeitung bildet MRF den letzten technologischen Schritt zur Fertigstellung der optischen Oberfläche im voll integrierten Zustand. Demnach können die im Anschluss gemessenen Werte für Form und Rauheit auch als Ausgangswerte für die in Abschnitt 8.3.2 beschriebene aktive Korrektur der Oberflächenform betrachtet werden. Die Form wurde zunächst interferometrisch, später durch Wellenfrontmessung bestimmt.

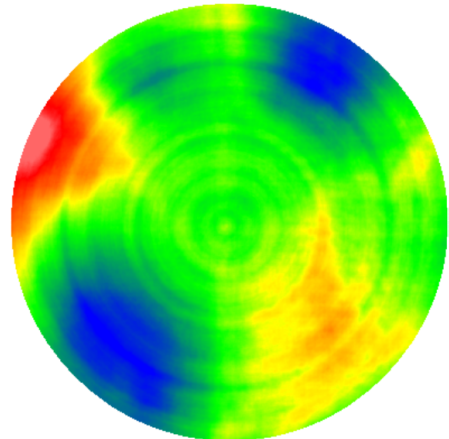
Die Abb. 8.1 und 8.2 zeigen die Interferometermessungen (BSF) der Spiegeloberfläche nach dem letzten Bearbeitungsschritt. Niederfrequente Fehler, deren Struktur zu Beginn der MRF-Bearbeitung deutlich ausgeprägt war, dominieren auch hier das Bild des Restfehlers. Außerdem ist eine ringförmige Struktur auffallend, die auf den Drehprozess zurückzuführen ist. Der RMS-wert des Restfehlers (140 nm Wellenfrontaberration) innerhalb der aktiven Apertur genügt auch ohne aktive Korrektur dem Maréchal-Kriterium für Wellenlängen  $\geq 1,96 \mu\text{m}$ . Die spektrale Leistungsdichte (PSD) der Spiegeloberfläche ist in Abb. 8.3 grün dargestellt. Sie zeigt dominante Raumfrequenzen im Bereich  $0,01 \text{ mm}^{-1}$  bzw.  $0,15 \text{ mm}^{-1}$ . Im selben Diagramm sind auch die PSD-Kurven für drei stellvertretende Aktoren dargestellt auf die in Abschnitt 8.3 näher eingegangen wird. Die Ausprägung der Raumfrequenzen  $< 0,04 \text{ mm}^{-1}$  spiegeln den in der Interferometermessung deutlich sichtbaren niederfrequenten Anteil des Formfehlers wider. Lokale Überhöhungen im Bereich  $> 0,1 \text{ mm}^{-1}$  repräsentieren höhere Frequenzen des Oberflächenfehlers durch die Drehbearbeitung. Die Rauheit der finalen Spie-

zygo®  
PV 1,038  $\mu\text{m}$   
RMS 0,097  $\mu\text{m}$



**Abbildung 8.1.:** Interferometermessung der vollständigen Spiegelfläche nach Beenden des Fertigungs- und Montageprozesses. Die aktive Spiegelfläche ist rot markiert (Ring).

zygo®  
PV 0,436  $\mu\text{m}$   
RMS 0,069  $\mu\text{m}$

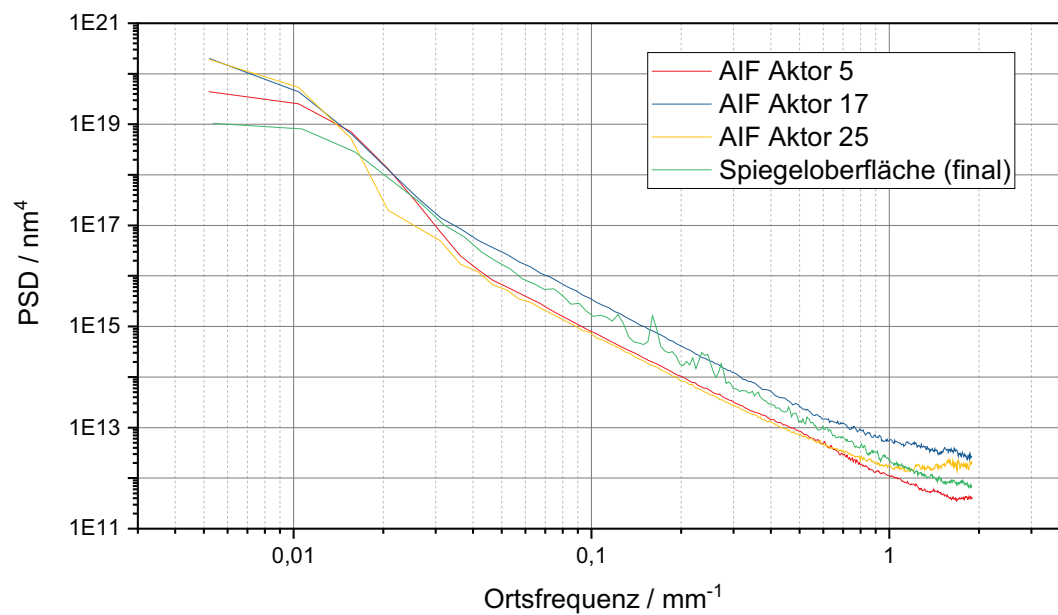


**Abbildung 8.2.:** Interferometermessung der aktiven Spiegelfläche.

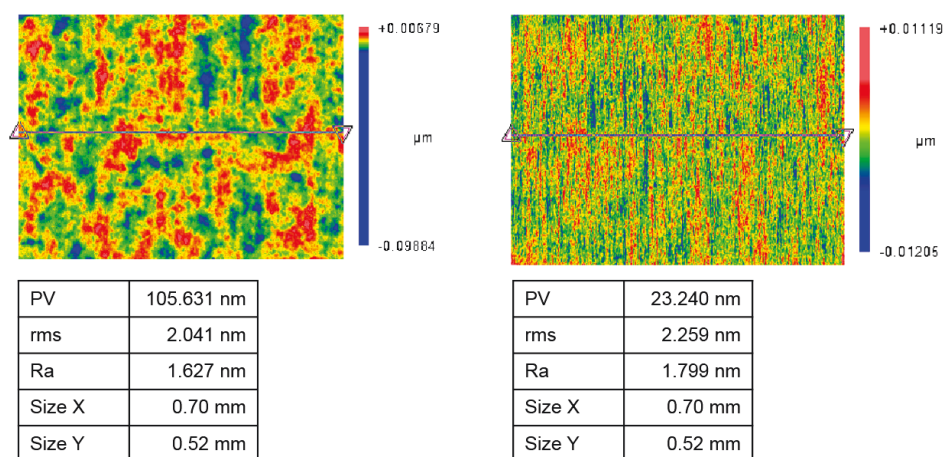
geloherfläche, welcher bei diesem Demonstrator nur sekundäre Bedeutung eingeräumt ist, ist maßgeblich durch die MRF-Bearbeitung geprägt. Die Messung mit dem Weißlichtinterferometer (vgl. Abschnitt 3.2.2) ergab eine Rauheit von 2,26 nm RMS auf einer Messfläche von  $0,70 \times 0,52 \text{ mm}^2$ . Im Messfeld sind die durch die gerichtete Bearbeitungsbewegung entstandenen Streifenstrukturen deutlich zu erkennen. Zur Minimierung des Rauheitswertes wurden an einem anderen baugleichen Spiegelsubstrat Polierversuche mit einem chemisch-mechanischen Verfahren (CMP, vgl. Abschnitt 7.5) durchgeführt. Hier wurde eine Rauheit von 2,04 nm RMS auf einer Messfläche von  $0,70 \times 0,52 \text{ mm}^2$  erreicht, wobei eine stark gerichtete Struktur nicht zu erkennen ist. Für eine Zielwellenlänge von  $\lambda=550 \text{ nm}$  entsprechen die Rauheitswerte beider Verfahren einem Streulichtverlust von  $<1\%$  [11]. Zur Abdeckung des gesamten UVOIR-Spektralbereichs ist eine abschließende Korrektur der Rauheit mit geeigneten Polierverfahren unerlässlich (vgl. Abschnitt 4.2).

## 8.2. Langzeitstabilität der Spiegeloberfläche

Die Langzeitstabilität des aktiven Metallspiegels ist das Vermögen des Spiegelsubstrats und der angebundenen Aktormechanik innerhalb eines definierten Zeitintervalls keine Formänderungen zu zeigen. Die Bestimmung erfolgt über die interferometrische Messung der optischen Oberfläche. Die Messung wird mithilfe des in Abschnitt 3.2.2 vorgestellten Inter-



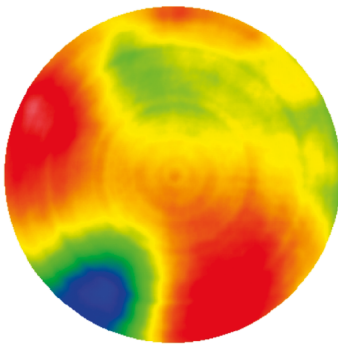
**Abbildung 8.3.:** Spektrale Leistungsdichte der gesamten Spiegeloberfläche und drei charakteristischer Aktoreinflussfunktionen aus dem äußeren Ring (AIF05), dem inneren Ring (AIF17) und dem zentralen Aktor (AIF25).



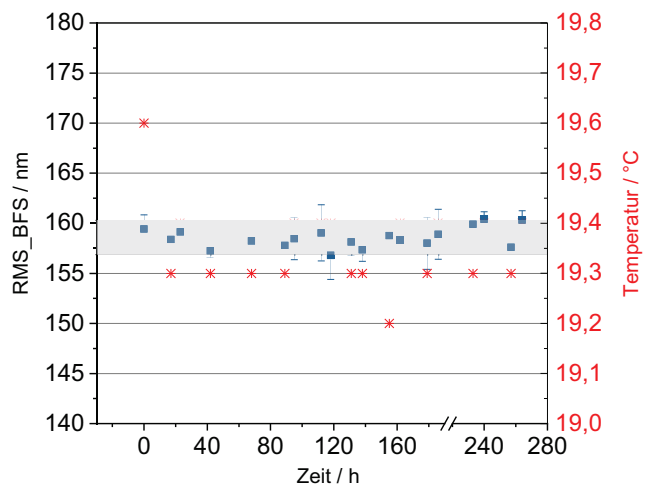
**Abbildung 8.4.:** Rauheitsbestimmung mit dem Weißlichtinterferometer nach der CMP-Bearbeitung (links) und nach der MRF-Bearbeitung (rechts).

ferometeraufbaus durchgeführt, wobei zusätzlich die Temperatur des Spiegelgrundkörpers detektiert wird. Durch die Bewegung von Aktoren wird eine zufällige Oberflächenform als Initialform eingestellt. Dabei wird jedoch, um ein anwendungsnahes Szenario darzustellen, innerhalb der aktiven Apertur eine Zone erzeugt, in der zwei benachbarte Aktoren in entgegengesetzte Richtungen ausgelenkt sind. Abb. 8.5 zeigt die aktive Apertur der eingestellten Spiegeloberfläche. Ausgehend von dieser Oberfläche werden über einen Zeitraum von 264 Stunden (11 Tage) täglich i.d.R. zwei Messungen - bestehend aus jeweils 10 Einzelmessungen - durchgeführt. Besonderheit ist, dass täglich eine Neupositionierung des Spiegels mithilfe des Hexapods erfolgt. Die Position des Spiegels bleibt zwischen den Messungen dementsprechend nicht konstant.

zygo®  
PV 873,150nm  
RMS 157,387nm



**Abbildung 8.5.:** Interferometermessung der Initialform der Spiegeloberfläche (aktive Apertur).



**Abbildung 8.6.:** RMS-Werte der Spiegeloberfläche über das gesamte Messintervall (blau) und Temperatur des Spiegelgrundkörpers (rot).

In Abb. 8.6 sind die Ergebnisse der Messung grafisch dargestellt, wobei die blauen Quadrate die Mittelwerte der je 10 Einzelmessungen der RMS-Abweichung (BFS) und die roten Markierungen die zur jeweiligen Messzeit gemessenen Temperatur darstellen. Über den gesamten Messzeitraum änderte sich der RMS-Wert mit einer Schwankungsbreite von  $\pm 1,79$  nm (grau hinterlegt). Die RMS-Werte der Oberflächen mit sphärischem Fehleranteil finden sich in einer Schwankungsbreite von  $\pm 4,35$  nm wieder. Die Schwankungsbreite an einzelnen Messtagen liegt mit  $\pm 0,56$  nm bzw.  $\pm 0,35$  nm deutlich unter der Schwankungsbreite für den gesamten Messzeitraum. Die Standardabweichungen der RMS-Messungen zeigen deutliche Unterschiede. Abhängig von den Umgebungsbedingungen bei der Messwertaufnahme (Personen im Labor, Lüfter, ...) schwankt die Standardabweichung zwischen 0,4 und 2,8 nm und ist somit teilweise größer als die Schwankungsbreite der RMS-Werte (BFS). Eine Korrelation zwischen der Temperatur und der Änderung der Oberflächenform ist für beide Varianten (mit/ohne sphärischem Fehleranteil) sowohl bei den RMS- als auch bei den PV-Werten nicht erkennbar.

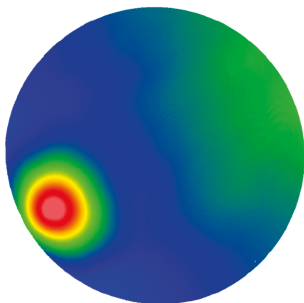
### 8.3. Charakterisierung des Kompensationspotentials

Dieser Abschnitt beschreibt die Funktionalität des Demonstrators hinsichtlich seines Kompensationspotentials, worunter die Fähigkeit des aktiven Spiegels bestimmte Wellenfrontaberrationen zu erzeugen und/oder zu korrigieren verstanden wird. Zunächst wird die Aktoreinflussfunktion der gesamten Spiegeloberfläche bzw. der tatsächlich genutzten Apertur gemessen und analysiert. Die Messungen werden wie im vorherigen Abschnitt interferometrisch bzw. durch Bestimmung der Wellenfront durchgeführt. Die gemessenen AIF werden dann genutzt, um sowohl initiale Formabweichungen der Spiegeloberfläche als auch definierte Wellenfrontaberrationen zu erzeugen bzw. zu korrigieren.

#### 8.3.1. Messung der Aktoreinflussfunktion

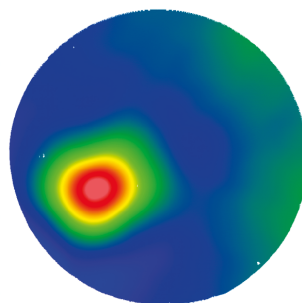
Die Charakterisierung des Aktoreinflusses auf die Spiegeloberfläche wird zunächst durch interferometrische Messungen durchgeführt. Dabei werden alle 25 Aktoren des Spiegels nacheinander aktiviert und die durch die Bewegung des Aktors hervorgerufene Verformung der Spiegeloberfläche gemessen. Zur Bestimmung der Verformung, die ausschließlich durch einen Aktor hervorgerufen wird, wird die Differenz zweier Messung vor und nach Aktorbewegung gebildet. Initiale Formabweichungen der Oberfläche (vgl. Abschnitt 8.1) werden somit nicht berücksichtigt. Die Abbildungen 8.7 bis 8.9 zeigen die gemessenen Aktoreinflussfunktionen für eine Aktorbewegung von 2000 Schritten im äußeren und im inneren Aktorring sowie für den zentralen Aktor. Eine Übersicht aller interferometrisch gemessenen AIF nach

zygo<sup>®</sup>  
PV 0,980  $\mu\text{m}$   
RMS 0,136  $\mu\text{m}$



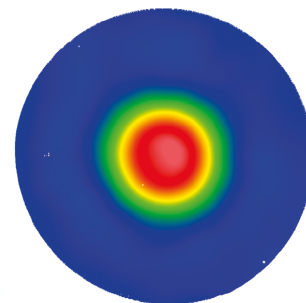
**Abbildung 8.7.:** AIF eines Aktors im äußeren Ring.

zygo<sup>®</sup>  
PV 1,143  $\mu\text{m}$   
RMS 0,166  $\mu\text{m}$



**Abbildung 8.8.:** AIF eines Aktors im inneren Ring.

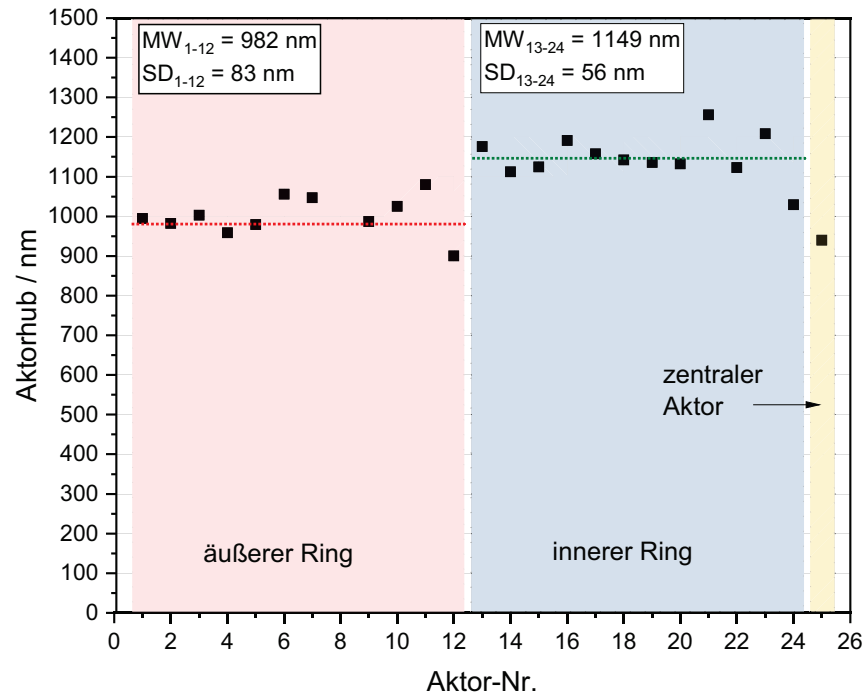
zygo<sup>®</sup>  
PV 0,943  $\mu\text{m}$   
RMS 0,214  $\mu\text{m}$



**Abbildung 8.9.:** AIF des zentralen Aktors.

einer Aktorbewegung von 2000 Schritten zeigt die Abbildung 8.10. Hier ist der Hub jedes Aktors aus dem äußeren (rot) und dem inneren (blau) Ring sowie der Hub des zentralen Aktors (gelb) über die Aktornummer dargestellt. Zusätzlich zeigen Punktlinien die Mittelwerte aller Aktoren einer Kategorie. Es wird deutlich, dass die Aktoren des inneren Rings mit 1149 nm einen höheren Hub aufweisen als die Aktoren des äußeren Rings (982 nm). Die Standardabweichungen betragen 56 nm bzw. 83 nm. Der Aktor Nr.8 zeigt gegenüber den

anderen Aktoren seiner Kategorie einen kleineren Hub. Aufgrund des hohen Anteils von Verkipfung im Interferometerbild kann hier ein Messfehler nicht ausgeschlossen werden. Wird dieser Actor in der Berechnung von Mittelwert und Standardabweichung nicht berücksichtigt, ergeben sich für den Mittelwert ein etwas höherer Wert von 1001 nm und 50 nm für die Standardabweichung.

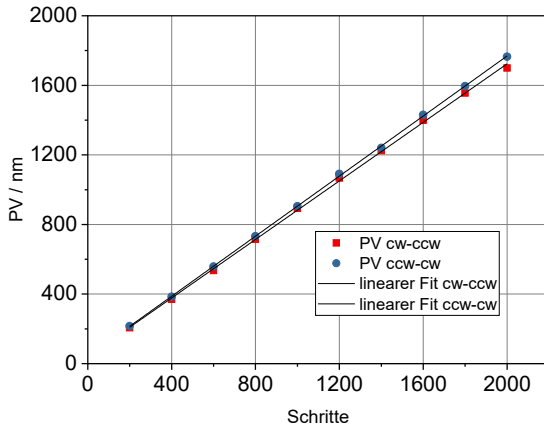


**Abbildung 8.10.:** Interferometrisch gemessene Aktoreinflussfunktion nach einer Aktorbewegung von 2000 Schritten.

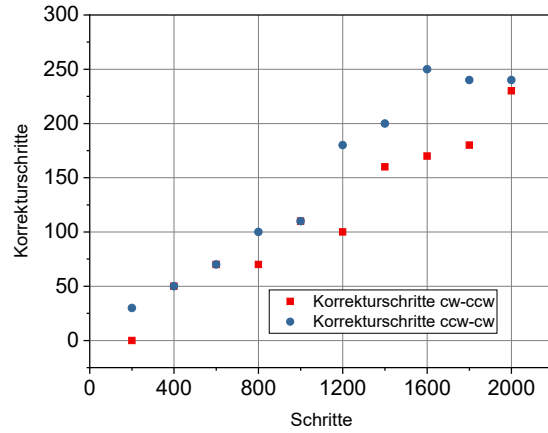
Der Aktoreinfluss wurde für die positive und negative Bewegung charakterisiert. Unterschiedliche Maximalhübe bei gleicher Anzahl von Schritten deuten hier auf ein Hystereseverhalten der Aktormechanik hin. Für die effiziente Ansteuerung der Aktoren in einem Regelkreis ist die Kenntnis von Hysteresis und Linearität der Aktorbewegung sinnvoll, weshalb die dazu durchgeführten Messungen nun näher erläutert werden sollen. Die Abb. 8.11 zeigt die Spiegeldeformation (PV) über der Anzahl der Aktorschritte eines Aktors in beide Bewegungsrichtungen und die dazugehörigen linearen Ausgleichsgeraden. Ein Bestimmtheitsmaß von über 99,9% für beide Richtungen weist auf eine hohe Linearität der Aktormechanik hin. Die unterschiedlichen Anstiege der Ausgleichsgeraden von 0,84 nm/Schritt (in pos. Richtung [cw]) bzw. 0,86 nm/Schritt (in neg. Richtung [ccw]) deuten Hystereseverhalten an. Die Differenz beider Spiegeldeformationen bei gleicher Schrittzahl (2000) bezogen auf den Maximalwert ergeben eine Hysteresis von etwa 3,7%. Der durch Hysteresis entstehende Auslenkungsunterschied kann durch Korrekturschritte ausgeglichen werden. Abb. 8.12 zeigt die notwendige Anzahl von Korrekturschritten nach einer bestimmten Anzahl durchgeführter Aktorschritte.



te. Wie erwartet, steigt die Anzahl der notwendigen Korrekturschritte bei steigender Anzahl von Aktorschritten. Die Korrekturschritte können über den Anstieg der Ausgleichsgeraden berechnet werden. Eine wichtige quantitative Beschreibung der Aktoreinflussfunktion kann



**Abbildung 8.11.:** Spiegeldeformation (PV) über Anzahl der Aktorschritte eines Aktors in beide Bewegungsrichtungen und zugehörige lineare Ausgleichsgeraden.



**Abbildung 8.12.:** Anzahl der Korrekturschritte, die nach einer bestimmten Anzahl von Aktorschritten notwendig sind, um die initiale Nullauslenkung zu erreichen.

über einen zweidimensionalen elliptischen Gauß-Fit durchgeführt werden. Die Beschreibung der Gauß-Oberfläche ist über die allgemeine Formel 8.1 gegeben:

$$f(x, y) = A \cdot \exp((a(x - x_0)^2 + 2b(x - x_0)((y - y_0) + c(y - y_0)^2)) \quad (8.1)$$

mit

$$a = \frac{\cos^2\theta}{2w_1^2} + \frac{\sin^2\theta}{2w_2^2} \quad (8.2)$$

$$b = \frac{\sin^2 2\theta}{4w_1^2} + \frac{\sin^2 2\theta}{4w_2^2} \quad (8.3)$$

$$c = \frac{\sin^2\theta}{2w_1^2} + \frac{\cos^2\theta}{2w_2^2} \quad (8.4)$$

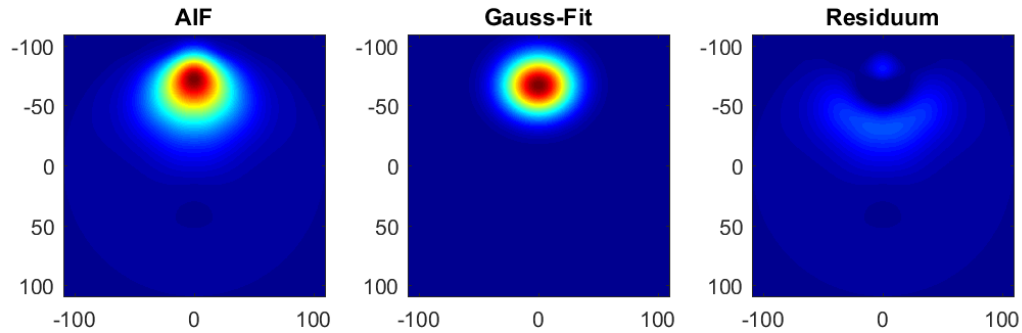
Dabei beschreiben  $A$  die Amplitude der Verformung sowie  $w_1$  und  $w_2$  die Breiten in x- und y-Richtung.  $x_0$  und  $y_0$  geben das Zentrum und  $\theta$  den Winkel der elliptischen Grundfläche an. Die Halbwertsbreiten (FWHM) in radialer und tangentialer Richtung stellt den wichtigsten Parameter zur Charakterisierung der AIF dar und ist definiert durch Formel 8.5:

$$FWHM_{x,y} = 2 \cdot \sqrt{(2 \cdot \ln(2))} \cdot w_{1,2} \quad (8.5)$$

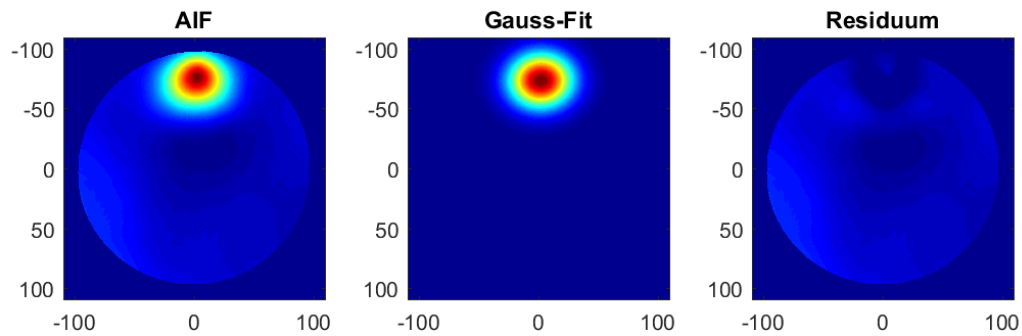
Die Beschreibung der AIF durch einen zweidimensionalen Gauß-Fit vereinfacht auch den Vergleich der gemessenen AIF mit denen aus den numerischen Simulationen (Abschnitt



5.3). Dafür werden die Oberflächen zunächst normiert und im Anschluss nach Formel 8.1 approximiert. Die Abb. 8.13 und 8.14 zeigen beispielhaft für den Aktor 17 die normierten Oberflächen aus numerischer Simulation und der Messung, die Gauss-Approximation und die Differenz beider Oberflächen (Residuum). Die Approximation selbst wurde in einem



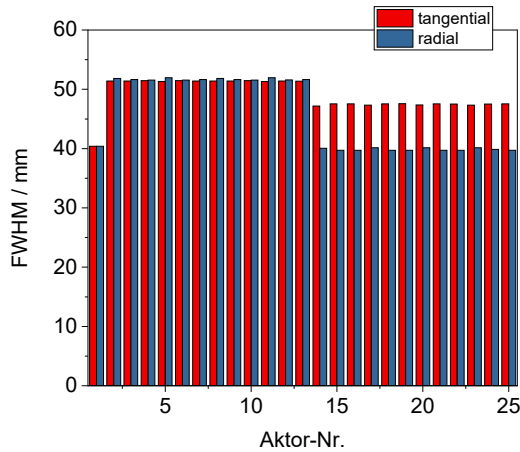
**Abbildung 8.13.:** links: Simulierte AIF der Aktor-Nr. 17, Mitte: approximierte Gauss-Oberfläche, rechts: Residuum der Differenz beider Oberflächen.



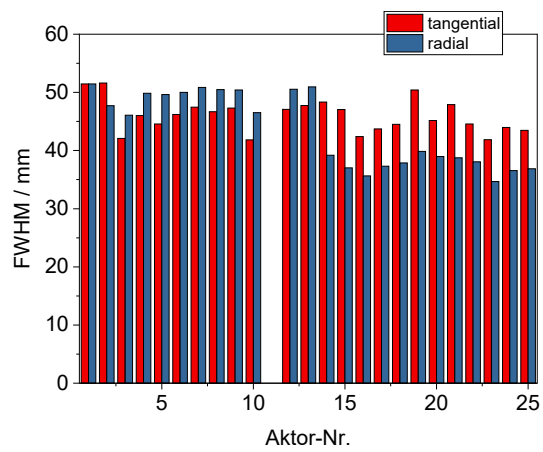
**Abbildung 8.14.:** links: gemessene AIF der Aktor-Nr. 17, Mitte: approximierte Gauss-Oberfläche, rechts: Residuum der Differenz beider Oberflächen.

kreisrunden Bereich an den jeweiligen Aktorpositionen durchgeführt, um in den Messungen enthaltene Nebeneffekte, welche gesondert diskutiert werden, auszuschließen. Die Größe des Approximationsbereichs wurde auf einen Durchmesser von 80 mm festgelegt, was etwas mehr als dem doppelten mittleren Aktorabstand (35 mm) entspricht. Sowohl für die gemessenen als auch für die simulierten AIF wurde das Residuum von ursprünglicher und approximierter AIF gebildet. Dessen RMS-Abweichung beträgt für die simulierten AIF im Mittel  $3,65 \pm 0,7\%$ , für die gemessenen AIF im Mittel  $3,47 \pm 1\%$ . Die Abb. 8.15 und 8.16 zeigen die Halbwertsbreiten der approximierten Gauß-Oberflächen für die simulierten und gemessenen AIF in radialer und tangentialer Richtung. Der Abb. 8.15 ist zunächst zu entnehmen, dass der zentrale Aktor 1 in beiden Fällen sowohl radial als auch tangential gleiche Ausdehnung aufweist. Die Aktoren im inneren Ring zeigen grundlegend eine leicht größere Ausdehnung

in radialer Richtung wobei dieses Verhalten bei den gemessenen AIF deutlicher ausgeprägt ist. Aktoren im äußeren Ring zeigen eine deutliche tangentiale Ausdehnung. Im Mittel liegt das FWHM für die simulierten AIF bei  $47,3 \pm 4,9$  mm. Die gemessenen AIF zeigen stärkere Unterschiede zwischen den Aktoren einer Kategorie. Im Mittel liegt das FWHM hier bei  $44,7 \pm 5$  mm. Aufgrund einer fehlerhaften Messung konnte Aktor-Nr. 11 nicht approximiert werden und wurde aus der Untersuchung ausgeschlossen. Der Vergleich beider Grafiken und der zugehörigen Werte zeigt, dass die gemessenen AIF eine schmalere Form besitzen als die simulierten. Im Mittel sind die FWHM um 5,5% kleiner.



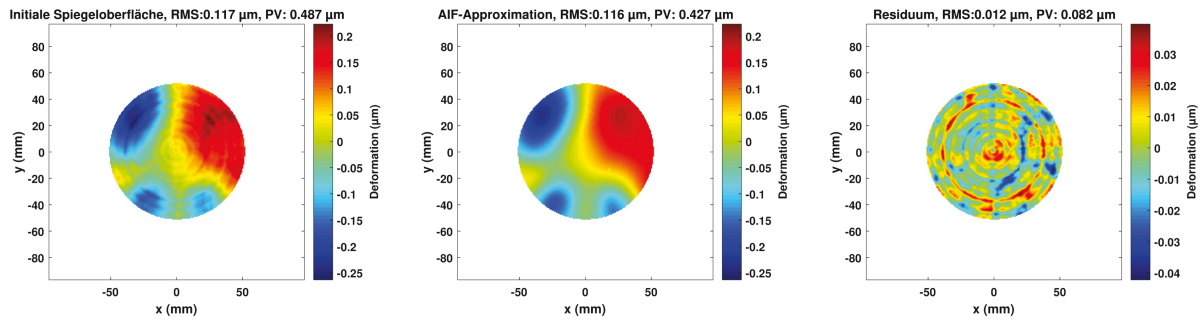
**Abbildung 8.15.:** FWHM der Gauß-Approximation an die simulierten AIF.



**Abbildung 8.16.:** FWHM der Gauß-Approximation an die gemessenen AIF.

### 8.3.2. Aktive Korrektur fertigungsbedingter Oberflächendeformationen

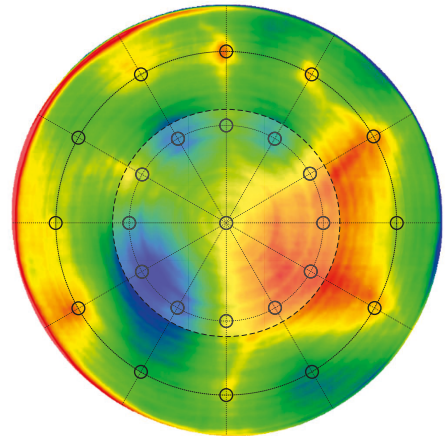
Die im vorherigen Abschnitt ermittelten Aktoreinflussfunktionen sollen nun herangezogen werden, um den initialen Formfehler der Spiegeloberfläche (vgl. Abschnitt 7.5) innerhalb der aktiven optischen Apertur zu korrigieren. Als Formfehler wird auch hier die Abweichung von der Sphäre (BFS) betrachtet. Im Abschnitt 8.1 (Abb. 8.3) wurde die spektrale Leistungsdichte der Spiegeloberfläche und drei charakteristischer AIF bestimmt, wodurch eine grobe Abschätzung des Kompensationspotentials ermöglicht wird. Die PSD-Kurven für die Aktoren aller drei Kategorien (Zentrum [gelb], erster Ring [blau] und zweiten Ring [rot]) lassen eine Frequenzgrenze zwischen  $0,02 \text{ mm}^{-1}$  und  $0,03 \text{ mm}^{-1}$  erkennen. Dies korreliert mit der theoretischen Raumfrequenz von  $0,0286 \text{ mm}^{-1}$  für einen mittleren Aktorabstand von 35 mm (siehe Abschnitt 5.2). Aus diesem Zusammenhang lässt sich ableiten, dass ein Großteil des Oberflächenrestfehlers  $\leq 0,03 \text{ mm}^{-1}$  durch die gegebene Aktorverteilung korrigierbar ist. Eine Superposition des initialen Formfehlers und der Position der Aktoren (Abb. 8.17) macht diesen Zusammenhang auch visuell deutlich. Die Mehrheit der markierten Aktorpositionen liegen auf charakteristischen Erhebungen (rot) oder Vertiefungen (blau) der Spiegeloberfläche. Man kann erkennen, dass eine Bewegung der Aktoren in die der Verformung entge-



**Abbildung 8.18.:** Einebnen der initialen Spiegeloberfläche innerhalb der aktiven Apertur. Die Approximation der interferometrisch gemessenen AIF führt zu einem Restfehler von 12 nm RMS.

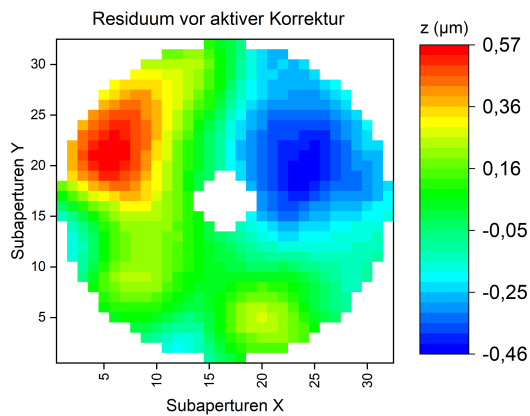
gengesetzte Richtung direkt zur Verkleinerung des Formfehlers führen wird. Experimentell soll die Korrektur des Formfehlers zunächst interferometrisch erfolgen. Hierzu werden die interferometrisch ermittelten AIF durch die in Abschnitt 3.1 vorgestellte Fit-Routine an die interferometrisch gemessene initiale Spiegeloberfläche approximiert.

Der dabei entstandene Restfehler gilt in der nächsten Stufe als Ausgangswert für eine weitere Approximation. Diese Prozedur wird fortgeführt bis die Änderungen des Restfehlers im Bereich des Messgenauigkeit des Interferometers liegen bzw. eine Sättigung zu erkennen ist. Abb. 8.18 zeigt links die aktive Apertur aus einer Interferometermessung, die mithilfe der AIF approximierte Spiegeloberfläche (Mitte) und dem theoretischen Restfehler nach dem ersten Korrekturschritt. Die Korrektur führt primär zur einer deutlichen Reduzierung niederfrequenter Fehler. Das Bild des Restfehlers ist durch ringartige, höherfrequente Deformationen aus der Dreh- und Korrekturbearbeitung geprägt. Da Fehler mit Ortsfrequenzen größer  $0,04 \text{ mm}^{-1}$  nur sehr schwach oder gar nicht mit der gegebenen Aktorverteilung korrigierbar sind, kann der Restfehler von 12 nm

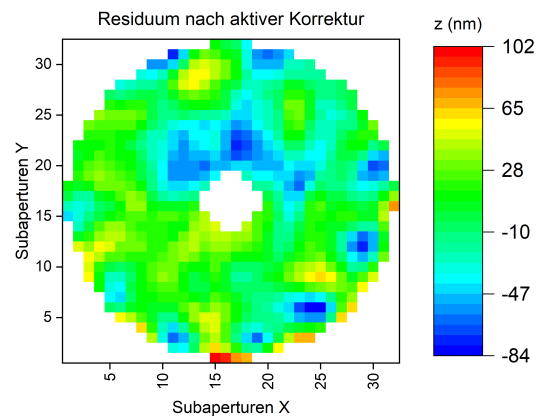


**Abbildung 8.17.:** Superposition des initialen Formfehlers der Spiegeloberfläche und der Aktorpositionen. Die aktive Apertur ist durch die helle Fläche im Zentrum gekennzeichnet.

RMS als theoretisches Minimum betrachtet werden. Es ist daher nicht zu erwarten, dass der RMS-Wert des Restfehlers im Experiment kleiner sein wird. Die Korrektur des fertigungsbedingten Formfehlers wurde schließlich in dem anwendungsnahen Wellenfrontmessaufbau (vgl. Abschnitt 3.2.2) durchgeführt. Die Abb. 8.19 und 8.20 zeigen sowohl den initialen Formfehler als auch den Restfehler nach der aktiven Korrektur. Beide Messungen wurden auch hier im Bereich der aktiven optischen Apertur durchgeführt, wobei das Zentrum an-



**Abbildung 8.19.:** Wellenfrontmessung der Spiegeloberfläche ohne Aktivierung der Aktoren. Im Bereich der aktiven Apertur von 110 mm und einer zentralen Abschattung beträgt der Formfehler 190,7 nm RMS.



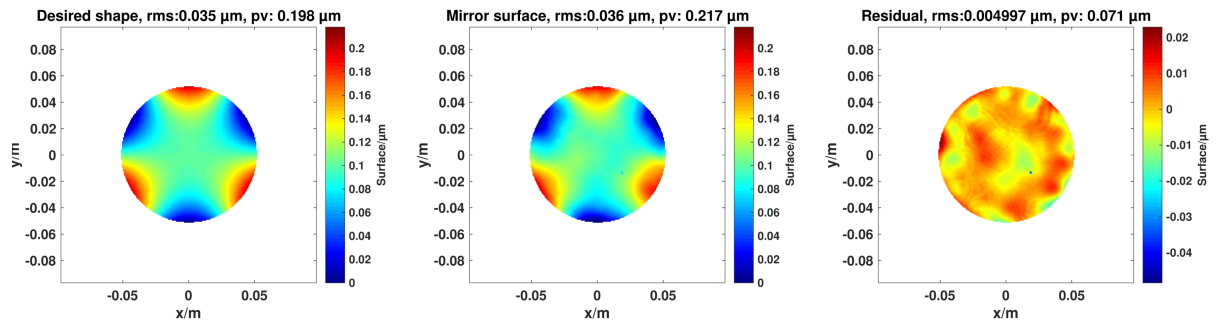
**Abbildung 8.20.:** Wellenfrontmessung der Spiegeloberfläche nach Einebnen durch die Aktoren. Im Bereich der aktiven Apertur von 110 mm und einer zentralen Abschattung beträgt der Formfehler 31 nm RMS.

wendungsbedingt abgeschattet ist. Der initiale Wellenfrontfehler von 190,7 nm RMS konnte in vier Korrekturiterationen auf einen Restfehler von 31 nm RMS (15,5 nm RMS Formabweichung) reduziert werden.

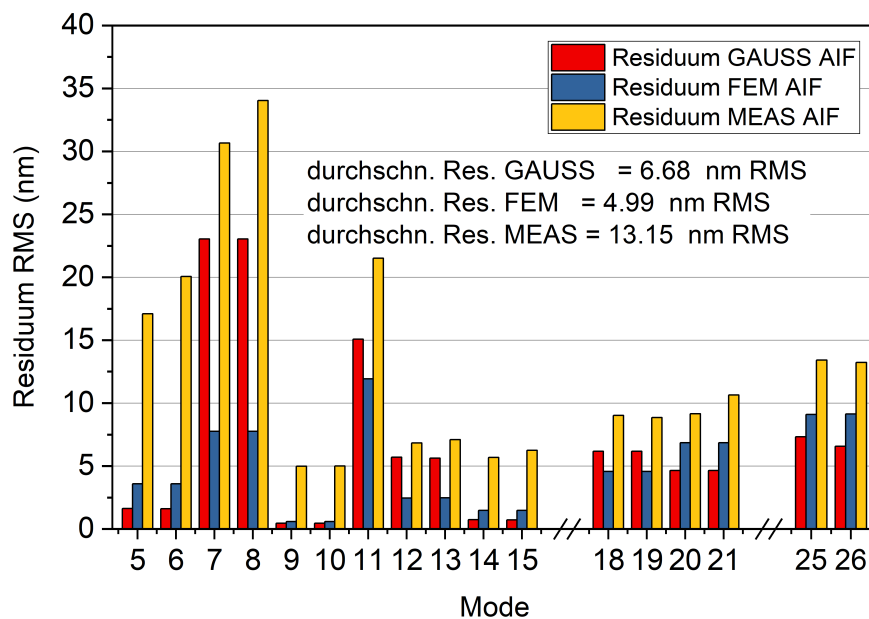
### 8.3.3. Erzeugen und Korrigieren definierter Wellenfrontaberrationen

Im ersten Schritt sollen die in Tabelle 8.1 gelisteten Aberrationen durch definierte Aktorbewegung erzeugt werden. Dazu werden die in Abschnitt 8.3.1 interferometrisch gemessenen AIF genutzt, um zunächst theoretisch zu ermitteln mit welchem Residuum die Aberrationen erzeugt werden können. Auch hier wird das in Abschnitt 3.1 vorgestellte Least-Squares-Fit-Verfahren genutzt, um die AIF an definierte Oberflächenformen (Zernike-Moden) zu approximieren. Die Güte der Approximation ist über das Residuum definiert. Die Abb. 8.21 zeigt beispielhaft das Ergebnis für einen Dreiblattfehler. In Abb. 8.22 sind die Ergebnisse für die adressierten Zernike-Moden im Vergleich zu den theoretischen Ergebnissen aus den Abschnitten 5.2 und 5.3 gezeigt. Dabei sind die Ergebnisse aus den analytischen Vorbetrachtungen (Gauß-Approximation) rot, aus den FE-Analysen blau und aus dem Experiment gelb dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Restfehler aller Verfahren qualitativ übereinstimmen. Dennoch wird deutlich, dass der Restfehler bei der Erzeugung der Moden im Experiment größer ist. Bei Moden mit großen Amplituden (Koma [5;6] und Astigmatismus [7;8]) sind die Restfehler quantitativ deutlich verschieden. Bei Moden höherer Ordnung mit kleineren Amplituden [11-26] sind die Unterschiede geringer.

Nach dem Erzeugen definierter Oberflächendeformationen mithilfe interferometrisch gemessener AIF soll die Korrektur künstlich erzeugter Wellenfrontaberrationen im anwendungsnahen Wellenfrontaufbau untersucht werden. Wie in Abschnitt 3.2.2 erläutert, werden die



**Abbildung 8.21.:** Beispielhaftes Ergebnis der theoretischen Aberrationserzeugung mit gemessenen Aktoreinflussfunktionen.



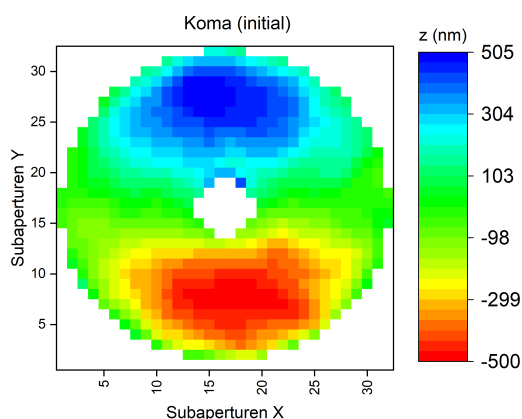
**Abbildung 8.22.:** Vergleich der Ergebnisse der Aberrationserzeugung mit simulierten und gemessenen Aktoreinflussfunktionen.

**Tabelle 8.1.:** Bezeichnungen der eingesetzten Phasenplatten und zugehöriger Wellenfrontfehler (in nm RMS) vor und nach der Korrektur sowie nach der Korrektur abzüglich des Systemfehlers.

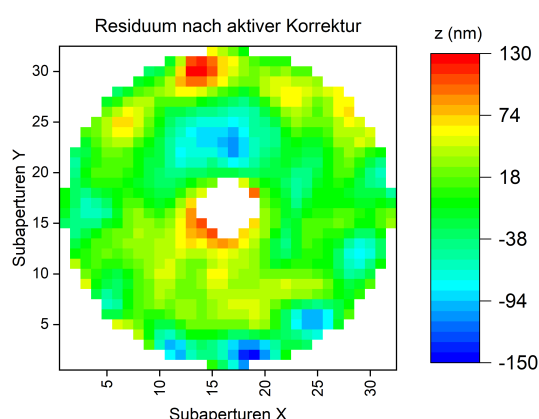
PP <sup>a</sup>	Zernike Bez.	$\sigma_{init}$	$\sigma_{korr}$	$\sigma$ (o. Syst.-f.)
1	plan	45	32	8,0
3	Koma 0°	282	43	27,6
4	Koma 90°	289	46	32,1
6	Astigmatismus 0°	126	46	32,1
7	Sphärische Aberr.	68	38	18,8
12	Dreiblattfehler 15°	82	38	18,8
13	Dreiblattfehler 0°	96	38	18,8
14	Ast. 2. Ordng. 0°	93	42	26,0
15	Ast. 2. Ordng. 45°	86	42	26,0
16	Vierblattfehler 11.25°	84	38	18,8
17	Vierblattfehler 0°	83	42	26,0
18	Dreiblattf. 2. Ordng. 0°	86	49	36,2
19	Dreiblattf. 2. Ordng. 15°	81	42	26,0
20	Fünfblattfehler	91	40	22,6
21	Vierblattf. 2. Ordng. 11.25°	87	45	30,6
22	Vierblattf. 2. Ordng. 0°	77	45	30,6
25	Zernike-Summe	541	49	36,2

<sup>a</sup>Phasenplatte

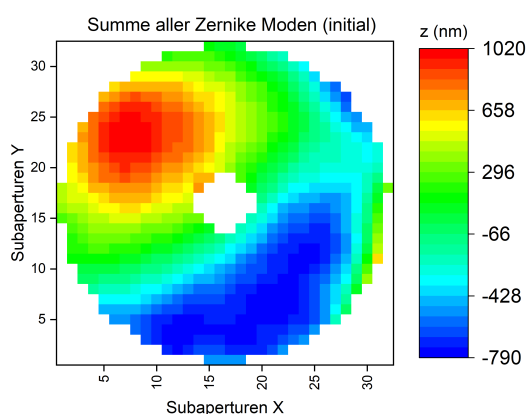
Aberrationen durch die Integration von Phasenplatten in den Strahlengang erzeugt. Diese Aberrationen, welche entsprechend dem Hauptspiegel des HYPATIA Teleskops eine zentrale Abschattung aufweisen, werden zunächst mit dem Wellenfrontsensor gemessen. Auch hier werden anschließend die mit dem Wellenfrontsensor ermittelten Aktoreinflussfunktionen durch ein Least-Squares-Fit-Verfahren an die Messungen approximiert. Die Koeffizienten für jeden einzelnen Aktor dienen dann zur Berechnung der individuellen Aktorschritte. Die Abb. 8.23 und 8.25 zeigen die Messungen der mit den Phasenplatten erzeugten Zernike-Wellenfrontaberrationen Koma (282 nm RMS) und die Summe aller Wellenfrontaberrationen (541 nm RMS). Die nebenstehenden Abb. 8.25 und 8.26 zeigen jeweils die Wellenfrontrestfehler nach der aktiven Korrektur. Der Wellenfrontrestfehler der Koma-Aberration wird in diesem Fall auf 43 nm RMS, der Restfehler der Summen-Aberration wird auf 49 nm RMS reduziert. Dies entspricht einer Reduktion auf 15,25% bzw. 9,06% des Ausgangswertes. Tabelle 8.1 und die Abb. 8.27 zeigen die Wellenfrontfehler aller eingesetzten Phasenplatten (rot) und die dazugehörigen Restfehler (blau) nach der aktiven Korrektur. Die in gelb dargestellten Werte sind Näherungen für die Restfehler abzüglich des RMS-Systemfehlers. Da der Systemfehler und der gemessene Restfehler der Aberrationskorrektur im Wesentlichen unabhängig voneinander sind, kann mit  $\sigma = \sqrt{(\sigma_{korr.})^2 - (\sigma_{system})^2}$  eine Abschätzung durchgeführt werden. In der Grafik ist deutlich zu erkennen, dass Aberrationen mit größeren



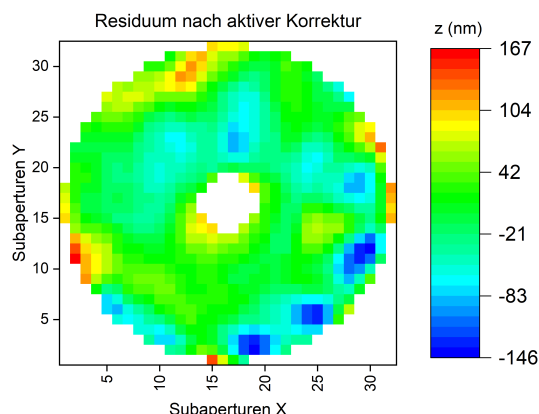
**Abbildung 8.23.:** Wellenfrontmessung mit integrierter Phasenplatte (Koma) ohne aktive Korrektur. Der Wellenfrontfehler beträgt 282 nm RMS.



**Abbildung 8.24.:** Wellenfrontmessung mit integrierter Phasenplatte (Koma) mit aktiver Korrektur. Der Wellenfrontfehler beträgt nach der Korrektur 43 nm RMS.

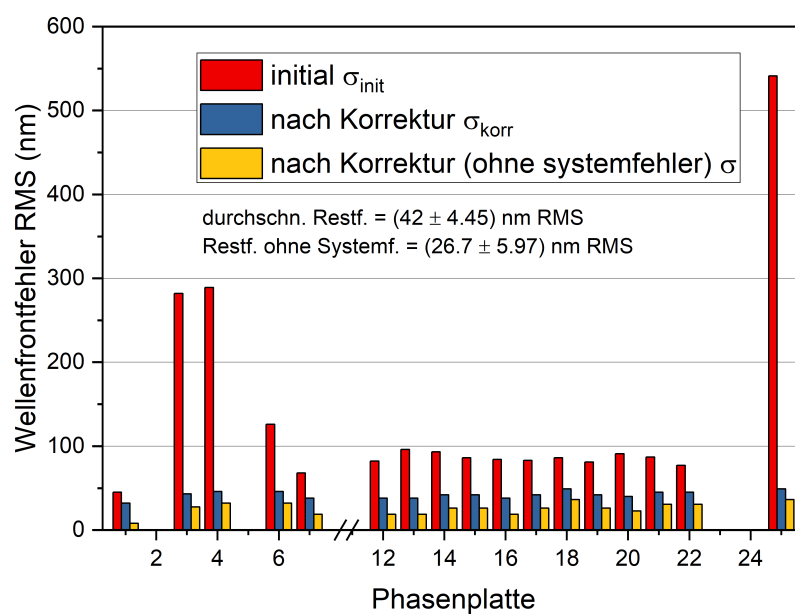


**Abbildung 8.25.:** Wellenfrontmessung mit integrierter Phasenplatte (Summe aller Aberrationen) ohne aktive Korrektur. Der Wellenfrontfehler beträgt 541 nm RMS.



**Abbildung 8.26.:** Wellenfrontmessung mit integrierter Phasenplatte (Summe aller Aberrationen) mit aktiver Korrektur. Der Wellenfrontfehler beträgt nach der Korrektur 49 nm RMS.

Amplituden ( $>100$  nm RMS) stärker korrigiert werden können als solche mit kleinen Amplituden ( $<100$  nm RMS). Durchschnittlich wird eine Reduktion des Restfehlers auf  $(42 \pm 4,45)$  nm RMS erreicht. Die Näherung ohne Systemfehler ergibt einen durchschnittlichen Restfehler von  $(26,7 \pm 5,97)$  nm RMS. Die Darstellung der Restfehler im Diagramm zeigt, dass Unabhängig von der Amplitude der betrachteten initialen Wellenfrontfehler mit dem charakterisierten Demonstrator bei 42 nm RMS das Maximum des Kompensationspotentials erreicht ist.



**Abbildung 8.27.:** Wellenfrontfehler der eingesetzten Phasenplatten sowie der Wellenfrontrestfehler nach der aktiven Korrektur.



## 9. Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

In den vorangegangenen Kapiteln 7 und 8 wurde ein aktiver Metallspiegel gefertigt und seine wichtigen Eigenschaften charakterisiert, um einen experimentellen Nachweis der theoretischen Untersuchungen zu schaffen. Die Resultate werden hinsichtlich der übergeordneten Fragestellungen abschließend diskutiert.

### 9.1. Beurteilung der Ergebnisse aus dem Fertigungsprozess

Im Kapitel 7 wurde gezeigt, dass die Adaption einer für statische Metalloptiken etablierten Technologiekette die Herstellung des aktiven Spiegels ermöglicht und für dessen Fertigung keine weitere Technologieentwicklung notwendig ist. Das Konzept des Spiegels und die Technologie, die zur Fertigung des Demonstrators entwickelt wurden, sind nah an die etablierte Fertigungskette passiver Metalloptiken angelehnt und bergen daher grundlegend wenig Risiken bei hoher Reproduzierbarkeit. Das vorgestellte Konzept des semi-monolithischen Spiegelaufbaus mit rückseitigen Substratstützstellen lässt eine Oberflächenbearbeitung mit hoher optischer Qualität - ähnlich den passiven Metallspiegeln - zu. Vorteilhaft bei der Fertigung sind die zulässigen groben Toleranzen bei der Einstellung der Höhen innerhalb der einzelnen Komponenten.

Die Integration der AGB wird über eine schwimmende Klebung realisiert. Dadurch können Höhenunterschiede von mehreren 10  $\mu\text{m}$  kompensiert werden. Um Deformationen des Spiegelsubstrats zu vermeiden, ist eine hohe Ebenheit aller Kontaktflächen bedeutend. Bei dem hier gefertigten Demonstrator wurde eine Ebenheit von etwa 1  $\mu\text{m}$  (PV) eingehalten. Dies ist i.d.R. durch händisches Läppen zu erreichen.

Im Abschnitt 8.1 wurde erläutert, dass eine Mittenrauheit der Spiegeloberfläche mit 1,6 nm für die Anwendung im visuellen Spektralbereich ausreichend aber für Anwendungen im Ultraviolett zu hoch ist. In Abschnitt 4.2 wurde dargelegt, dass für Wellenlängen  $<400\text{ nm}$  eine Mittenrauheit von  $<1\text{ nm}$  notwendig ist, um Streulicht  $\text{TIS} \geq 0,1\%$  zu unterdrücken. Um den UVOIR-Spektralbereich vollständig abzudecken, ist eine weitere Minimierung der Mittenrauheit notwendig. Für die verwendete Nickel-Phosphor-Schicht wurden bereits chemische Polierverfahren sowie Ionenstrahlkorrektur erfolgreich genutzt, um streulichtarme reflektive optische Elemente für UV und EUV zu fertigen [44]. Das Polieren mit chemisch-

mechanischen Technologien ist ähnlich wie der MRF-Prozess unter Beachtung von Maßnahmen zum Schutz der Aktorik auch im voll integrierten Zustand möglich. Die vorgestellte Abfolge von Technologieschritten im Herstellungsprozess ermöglichte die Fertigung einer optischen Oberfläche, die ohne Applikation zusätzlicher Schichten in einen anwendungsnahen Wellenfrontmessaufbau integriert und bei einer Zielwellenlänge von  $\lambda=550$  nm charakterisiert werden konnte. Dennoch wurde auch nach dem magnetorheologischen Finishing ein Rest-Formfehler der Spiegeloberfläche gemessen. Die Gestalt der Formabweichung ist auf das Entfernen der Stützstruktur zurückzuführen, nach welchem ihre Charakteristik initial gemessen werden konnte. In Abbildung 8.17 wurde durch Superposition die Korrelation der charakteristischen Form mit den Aktorpositionen (Positionen der Stützstellen) gezeigt. Vertiefungen oder Erhebungen, die sich durch das Entfernen der Stützstruktur und dem Freiwerden innerer Spannungen gebildet haben, entsprechen in ihrer Position der Aktorpositionen. Es wurde dann in Abschnitt 8.3.2 belegt, dass der Restfehler durch die angesprochene Korrelation deutlich reduziert werden kann. Aus technologischer Sicht ist daher zu schlussfolgern, dass die Funktion des aktiven Spiegels selbst eine Reduktion der Fertigungstoleranzen zulässt. Die in den vorgelagerten Prozessschritten entstandenen niederfrequenten Formabweichungen können durch die Aktorik selbst korrigiert werden. Die optische Qualität der Spiegeloberfläche - vor allem hinsichtlich ihrer Form - ist nach der Einebnung vergleichbar mit Oberflächen passiver Metalloptiken dieser Größe, welche die selbe Prozesskette durchlaufen sind [127][10]. Charakteristisch für den verbleibenden Restfehler sind mittelfrequente Formabweichungen, deren Korrektur durch zusätzliche Polierverfahren erfolgen muss. Die Korrektur fertigungsbedingter Restfehler wirkt sich auf den zur Korrektur von Wellenfrontaberrationen verbleibenden Dynamikbereich aus. Der nach vier MRF-Korrekturschritten (jeweils 50%-Korrektur) verbleibenden Restfehler von 69 nm RMS innerhalb der aktiven Apertur konnte durch die Verwendung der Aktorik auf 15,5 nm RMS reduziert werden. Zur Vergrößerung des Dynamikbereichs stehen - unter Berücksichtigung der verwendeten Substratgeometrie - grundlegend zwei Möglichkeiten zur Verfügung: (1) Die Formkorrektur durch MRF kann bei verlängerten Prozesszeiten deutlich kleinere Restfehler (<30 nm RMS) innerhalb der aktiven Apertur erreichen [10]. Eine Reduktion des Restfehlers vergrößert dann den zur Korrektur nutzbaren Dynamikbereich. (2) Der Dynamikbereich des aktiven Spiegels ist maßgeblich durch die auf die Rückseite des Spiegelsubstrats wirkenden Aktorkraft abhängig. Durch Auswahl eines Aktors mit höherer Stellkraft und/oder die Anpassung des Hebelgetriebes kann der Dynamikbereich vergrößert werden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass bei einer auf die KEE wirkenden Aktorkraft die für den verwendeten AlSi-Werkstoff maximal zulässige Spannung nicht überschritten wird (vgl. Abschnitt 5.3).

## 9.2. Beurteilung der Langzeitstabilität

In Abschnitt 8.2 wurde die Formänderung der optischen Oberfläche des Metallspiegels über ein Zeitintervall von 264 Stunden (11 Tagen) untersucht. Dieses Intervall entspricht einer für das Applikationsszenario sinnvollen Größenordnung. Ein sog. stromloser Set-and-Forget-Betrieb, in welchem die Spiegeloberfläche inklusive der angebundenen Aktormechanik keine Form- bzw. Positionsänderung aufweisen soll, wird in dem vorgestellten Experimental-aufbau nachgebildet. Die gemessene Schwankungsbreite für den gesamten Zeitraum beträgt  $\pm 1,79$  nm für die RMS-Abweichung (BFS) innerhalb der aktiven Apertur. Dabei ist zu berücksichtigen, dass eine hohe Standardabweichung von bis zu 2,8 nm eine große Messunsicherheit verdeutlicht. Zurückzuführen ist diese auf Luftunruhen während der Messung aufgrund des großen Abstands zwischen Messobjekt und Interferometer. Ein zusätzlicher Faktor, der zur Vergrößerung der Schwankungsbreite beiträgt, ist die Neupositionierung des Spiegels an jedem Messtag. Sehr geringe Schwankungsbreiten von etwa  $\pm 0,5$  nm zwischen Messungen ohne Neupositionierung deuten darauf hin. Mit der im Experiment aufgezeichneten Temperaturänderung von  $\pm 0,2$  K konnte keine thermisch bedingte Oberflächenformänderung abgebildet werden. Die Experimente haben gezeigt, dass die Langzeitstabilität des aktiven Metallspiegels in der Größenordnung vergleichbarer passiver Metallspiegelsubstrate [74] oder aktiver Spiegel [114] liegt.

## 9.3. Beurteilung der Ergebnisse mit aktiver Korrektur von Wellenfrontaberrationen

In Abschnitt 8.3 wurde das Kompensationspotential des Spiegeldemonstrators untersucht. Wesentlich war dabei die Messung und Analyse der AIF. Die Bestimmung der PSD für die Spiegeloberfläche und charakteristische Aktoren kann genutzt werden, um initial das Kompensationspotential des Spiegels abzuschätzen. Bei gleichmäßiger, symmetrischer Verteilung der Aktoren ist diese Abschätzung mit der Messung von nur sehr wenigen AIF möglich. Es hat sich gezeigt, dass sich zweidimensionale Gauß-Oberflächen mit Abweichungen von etwa 1% (RMS) sowohl an die numerisch simulierten als auch an die interferometrisch gemessenen AIF approximieren ließen. Als Grundlage zum Vergleich beider AIF-Varianten wurde das FWHM in radialer und tangentialer Richtung bestimmt. Bei der Betrachtung der Ergebnisse werden zunächst zwei Aspekte deutlich: (1) Die in den simulierten AIF vorhandene Symmetrie (gleiche FWHM-Werte für Aktoren einer Kategorie) fällt bei den gemessenen AIF deutlich schwächer aus. Zwar sind - gerade bei der Betrachtung der radialen FWHM-Werte - die unterschiedlichen Aktorkategorien differenzierbar, die Unterschiede innerhalb einer Kategorie aber deutlich größer. Zurückzuführen lassen sich diese Unterschiede auf:

(a) Tip-Tilt-Anteile in den Messungen, welche eine für jeden Aktor individuelle Amplitude und Orientierung aufweisen und dadurch die Gauß-Approximation beeinflussen. Die interferometrischen Messungen weisen im Gegensatz zu den simulierten AIF, zusätzlich zu der erwarteten gaußförmigen Deformation, eine Verkipfung auf, die auf eine globale Bewegung des Spiegelsubstrats während der Aktorbewegung zurückzuführen sind. Eine sinusförmige Änderung der FWHM im äußeren und inneren Aktorring deutet darauf hin. Weiterhin lassen sich die unterschiedlichen FWHM auf (b) Fertigungsungenauigkeiten in der Kopplung zwischen Hebelgetriebe und Krafteintragungselement zurückführen. Im Speziellen sind dabei die Positionstoleranzen beider Elemente zueinander und die Klebstoffmengen als größte Einflussfaktoren zu nennen. Ebenso wird aber deutlich, dass (2) die durchschnittliche Breite der gemessenen AIF lediglich 5,5% kleiner als die durchschnittliche Breite der simulierten AIF ist. Dieses Ergebnis bestätigt grundlegend eine gute Übereinstimmung von Simulation und Experiment und damit eine gute Vorhersagbarkeit durch die Simulation. Kleinere FWHM in der Messung weisen darauf hin, dass die in der Simulation verwendete Biegesteifigkeit des Spiegelsubstrats von der Realität abweicht. Das kann im Speziellen bedeuten, dass (1) die reale Biegesteifigkeit des Spiegelsubstrates aufgrund fertigungsbedingter Schichtdickenunterschiede kleiner ist und/oder (2) die in der Simulation angenommenen Aktor-Getriebe-Steifigkeiten kleiner als im Experiment sind. Vor dem Erzeugen und Korrigieren von Wellenfrontaberrationen wurde, wie in Abschnitt 9.1 diskutiert, die von der Sphäre abweichende Form minimiert. Der Restfehler nach der Einebnung der Spiegelfläche lieferte in der Wellenfrontmessung gute Übereinstimmung mit dem theoretisch ermittelten Minimum. Die Abweichungen liegen innerhalb der Messgenauigkeit. In Abschnitt 4.2 wurde der für beugungsbegrenzte optische Systeme zulässige Restfehler erläutert. Nach Maréchal ( $\lambda/14$ ) ist für eine Zielwellenlänge von  $\lambda = 550 \text{ nm}$  ein Wellenfrontfehler von  $39,3 \text{ nm RMS}$  bzw. eine Formabweichung von  $20 \text{ nm RMS}$  zulässig, um beugungsbegrenzt zu bleiben. Obwohl sich die Restfehler in der theoretischen Erzeugung der Zernike-Moden (Abschnitt 8.3.3) im Durchschnitt um einen Faktor  $>3$  unterscheiden, liegen sie unterhalb dieser Grenzen. Die Ursache für den Unterschied zwischen beiden Ergebnissen ist auf (1) messfehlerbehaftete AIF und (2) die nicht durch die Aktorik korrigierbaren mittelfrequenten Formabweichungen zurückzuführen. Die größeren Abweichungen bei der Erzeugung der niederfrequenten Moden mit großen Amplituden lassen sich dadurch erklären, dass Messartefakte in den AIF durch die Linearkombination verstärkt werden. Sowohl bei der theoretischen Erzeugung der definierten Wellenfrontaberrationen mit interferometrisch gemessenen AIF als auch bei deren Korrektur im vorgestellten anwendungsnahen Wellenfrontmessaufbau liegen die Restfehler unterhalb der für beugungsbegrenzte Systeme zulässigen Formabweichungen. Zu den eben genannten Ursachen für die höheren Restfehler bei interferometrisch gemessenen AIF kommt bei der experimentellen Erzeugung und Korrektur der Wellenfrontaberrationen die begrenzte Genauigkeit der Aktoren hinzu.

# 10. Zusammenfassung und Ausblick

Die Beobachtung extrasolarer Himmelskörper mit Instrumenten, die außerhalb der Erdatmosphäre stationiert sind, ist ein wichtiger Bestandteil der Forschung. Ein Teil der damit verbundenen technologischen Herausforderungen ist die Fertigung großer monolithischer oder segmentierter Hauptspiegel, deren statische oder zeitlich niederfrequente Formfehler aktiv korrigiert werden müssen. Eine langzeitstabile und weltraumtaugliche Lösung dieses Problems lässt der derzeitige Stand der Forschung auf dem Gebiet der aktiven und adaptiven Optik nicht zu.

Der Beitrag der vorliegenden Arbeit ist daher die Entwicklung eines Konzeptes und die Erarbeitung von Gestaltungsrichtlinien für langzeitstabile aktive Metallspiegel, die zur Korrektur statischer Wellenfrontaberrationen in satellitenbasierten optischen Instrumenten eingesetzt werden können.

Dazu wurden zunächst aus anwendungsspezifischen und technologischen Randbedingungen Anforderungen an das Design des Spiegels abgeleitet, aus denen das grundlegende Gestaltungskonzept entwickelt wird. Basierend auf dem orthogonalen Krafteintrag in ein metallisches Spiegelsubstrat wird ein neuartiges Konzept vorgestellt, welches im Fertigungsprozess einen Wechsel zwischen einer passiven (PSK) und einer aktiven Stützstellenkonfiguration (ASK) vorsieht. Dabei wird das Spiegelsubstrat zu Beginn durch rückseitige Stützstellen versteift, um eine präzise Bearbeitung der optischen Fläche zu gewährleisten. Durch eine verformungsfreie Integration von Aktormechanismen an den selben Positionen wird schließlich in die aktive Stützstellenkonfiguration gewechselt, in welcher der Spiegel einsatzbereit ist.

Im theoretischen Teil der Arbeit wird eine Routine entwickelt, die eine Optimierung der Substratgeometrie ermöglicht. Im Hinblick auf zu korrigierende Wellenfrontaberrationen wird mithilfe gaußförmiger Aktoreinflussfunktionen (AIF) der Restfehler minimiert und gleichzeitig Position und Anzahl der Krafteintragungspunkte abgeschätzt. Die Ergebnisse werden genutzt, um in einem numerischen Modell die geometrischen Parameter des Spiegelsubstrats auch unter Berücksichtigung materialspezifischer und mechanischer Randbedingungen abzuleiten. Ein wichtiges Zwischenergebnis der analytischen und numerischen Untersuchung ist die Identifikation der Parameter, deren Änderung die AIF maßgeblich beeinflussen und damit die Stell-schrauben zur Optimierung des Kompensationspotentials darstellen. Es wird gezeigt, dass bereits die analytischen Betrachtungen mit gaußförmigen AIF und die numerischen Voruntersuchungen zur Modifikation der AIF sehr geringe Restfehler und damit präzise Startwerte für die Optimierung des Kompensationspotentials liefern.

Die Gestaltungsrichtlinien greifen die Ergebnisse aus dem theoretischen Teil der Arbeit auf

und beschreiben die Vorgehensweise zur konstruktiven Umsetzung sowohl der passiven als auch der aktiven Stützstellenkonfiguration. Die Gestaltungsrichtlinien werden an einem einaktorigen Spiegel experimentell überprüft. Grundlage dieser Überprüfung ist der Vergleich der AIF-Form aus dem FE-Modell und den experimentell ermittelten AIF. Es zeigt sich, dass beide Resultate mit einer Abweichung von weniger als 2% sehr gut übereinstimmen. Ein weiteres Ergebnis des Experiments ist der Nachweis, dass durch die Gestaltung der Kopelstellen zwischen den Krafteintragungselementen bzw. Spiegelträger und der Aktormechanik lediglich vernachlässigbare Verformungen im Montageprozess auftreten. Damit wird die Funktion des PSK-ASK-Konzeptes bestätigt.

Das finale mechanische Design des Demonstrators mit einer aktiven Apertur von 110 mm und einem Krümmungsradius von 2810 mm erlaubt die Überprüfung der anwendungsspezifischen Randbedingungen durch eine Finite-Elemente-Analyse. Hier zeigt sich, dass sowohl während der Integration des Spiegels als auch bei Lasten während des Betriebs in keinem Bauteil die maximal zulässigen Spannungen überschritten werden. Die kompakte Bauweise des Demonstrators führt zudem zu hohen Resonanzfrequenzen und zu vernachlässigbar kleinen Deformationen der Spiegeloberfläche (3,4 nm RMS) bei Verlust der Gravitation (1g-0g-Umgebung). Ähnlich gering sind die Deformationen bei Änderung der Umgebungstemperatur. Durch die Auswahl thermisch angepasster Materialien und die Auslegung der Schichtdicken wird bei einer Temperaturänderung von 1 Kelvin eine Deformation innerhalb der optischen Apertur von weniger als 1,4 nm RMS erwartet.

Anknüpfend an die Gestaltungsrichtlinien erfolgt eine detaillierte Auseinandersetzung mit der Fertigungskette für aktive Metallspiegel. Entsprechend dem vorgestellten Konzept wird der Spiegel als semi-monolithischer Körper bearbeitet. Diese Methode sieht eine separate Vorfertigung von Spiegelgrundkörper und Spiegelsubstrat vor. Anschließend werden beide Elemente gefügt und als Monolith weiterprozessiert. Schon hier zeichnet sich ein hervorragendes Ergebnis für die Diamantbearbeitung in der PSK ab. Die Fräsbearbeitung zur Entfernung der rückseitigen Stützstruktur bringt Deformationen aufgrund interner Spannungen ein. Hervorzuheben ist jedoch, dass die Integration der Aktormechanik – äquivalent zu den experimentellen Voruntersuchungen – zu keiner zusätzlichen Verformung führt. Abschließend wird eine Formkorrektur der Spiegeloberfläche durch magnetorheologisches Polieren durchgeführt bis die Formabweichung deutlich im Dynamikbereich des Spiegels liegt. Nach vier Korrekturiterationen wurde der Prozess bei einem Restfehler von 69 nm RMS innerhalb der optischen Apertur beendet. Damit wird erstmals die Endbearbeitung eines voll integrierten aktiven Metallspiegels gezeigt.

Eine Langzeitmessung der Oberflächenform des aktivierten Spiegels über einen anwendungstypischen Zeitraum von 11 Tagen zeigt, dass die Formstabilität im Rahmen der Messgenauigkeit des Interferometers liegt. Im Messzeitraum ändert sich die Form der Oberfläche um  $\pm 1,8$  nm RMS. Damit wird ein wesentliches Merkmal des aktiven Metallspiegels experi-

---

mentell nachgewiesen. Die AIF des Spiegels werden interferometrisch gemessen und über eine Gauß-Approximation mit den in den numerischen Simulationen erzeugten AIF verglichen. Hier zeigt sich, dass das vorgestellte numerische Modell die Form der AIF mit hoher Genauigkeit vorhersagen kann und somit zur weiteren Optimierung der Mechanik und als Werkzeug für die Entwicklung aktiver Spiegel für andere Applikationsszenarien zur Verfügung steht. Der fertigungsbedingte Restfehler kann mithilfe der Aktorik auf 15,5 nm RMS reduziert werden. Damit liegt der experimentell ermittelte Wert sehr nah am theoretischen Minimum von 12 nm RMS. Zur Bestimmung des Kompensationspotentials werden mithilfe der simulierten und gemessenen AIF Zernike-Aberrationen erzeugt und die dabei entstehenden Restfehler verglichen. Hier zeigt sich, dass eine sehr gute qualitative Übereinstimmung bei allen adressierten Zernike-Moden vorliegt. In einem anwendungsnahen Wellenfrontmessaufbau wird experimentell nachgewiesen, dass der gefertigte Demonstrator in der Lage ist, in ein optisches System eingebrachte Aberrationen zu korrigieren.

Die vorliegende Arbeit belegt, dass mithilfe des entwickelten Modells das Kompensationspotential eines aktiven Spiegels zur Korrektur statischer Aberrationen abgeschätzt und optimiert werden kann. Es wird gezeigt, dass unter Verwendung einer neuen Fertigungskette, die auf modernster Technologien der Metalloptikfertigung beruht, die Herstellung beugungsbegrenzter, aktiver Metallspiegel möglich ist. Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit bilden die notwendige wissenschaftliche Grundlage für die Implementierung aktiver Metallspiegel in optische Instrumente für die zukünftige, satellitenbasierte Beobachtung. Wenngleich das in dieser Arbeit adressierte Anwendungsszenario die Beobachtung entfernter Himmelskörper ist, können die Ergebnisse auch auf Instrumentierungen für die Erdbeobachtung übertragen werden.

Auf dieser Arbeit aufbauend kann in einem nächsten Schritt die Diamantbearbeitung im voll integrierten Zustand untersucht werden. Durch das Entfernen der rückseitigen Stützstruktur vor der finalen Diamantbearbeitung kann die Formabweichung weiter reduziert werden. Zudem verkürzt sich dadurch auch die Bearbeitungszeit bei der MRF-Korrektur. Weiterhin kann durch den Einsatz additiver Fertigungsverfahren und einer Optimierung der Spiegelgeometrie hinsichtlich ihrer Topologie die Masse des Spiegels weiter reduziert werden [102][6][60][61][128]. Ein weiterer Vorteil dieser Technologie ist die Fertigung von Hinterschneidungen. So ist es möglich, auch die Getriebemechanik in ein monolithisches Spiegelsubstrat einzubinden. Das Fügen von Spiegelsubstrat und -grundkörper sowie das Fügen der Aktormechaniken sind dann obsolet, was unmittelbar zum Wegfallen klebeinduzierter Spannungen und damit zu geringeren Restfehlern nach der Bearbeitung der optischen Fläche führt. Neben der Verwendung additiver Fertigungstechnologien zur Herstellung ist zukünftig auch die Übertragung der erzielten Ergebnisse auf aktive Spiegel mit Freiformflächen möglich, um die Leistung satellitenbasierter, optischer Instrumente weiter zu steigern.

# Literaturverzeichnis

- [1] D. Alaluf, R. Bastaits, K. Wang, M. Horodinca, I. Burda, G. Martic, and A. Preumont. Bimorph mirrors for adaptive optics in space telescopes. In Enrico Marchetti, Laird M. Close, and Jean-Pierre Véran, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 990983. SPIE, 2016.
- [2] Gregory Allan, Ewan S. Douglas, Derek Barnes, Mark Egan, Gabor Furesz, Warren Grunwald, Jennifer Gubner, Christian Haughwout, Bobby G. Holden, Paula do Vale Pereira, Abigail J. Stein, and Kerri L. Cahoy. The deformable mirror demonstration mission (demi) cubesat: optomechanical design validation and laboratory calibration. In Makenzie Lystrup, Howard A. MacEwen, Giovanni G. Fazio, Natalie Batalha, Nicholas Siegler, and Edward C. Tong, editors, *Space Telescopes and Instrumentation 2018: Optical, Infrared, and Millimeter Wave*, volume 10698, pages 1532–1547. SPIE, 2018.
- [3] Lew Allen. *The Hubble Space Telescope Optical Systems Failure Report*. NASA, 1990.
- [4] Matthew R. Allen, Jae Jun Kim, and Brij N. Agrawal. Correction of an active space telescope mirror using a deformable mirror in a woofer-tweeter configuration. *Journal of Astronomical Telescopes, Instruments, and Systems*, 2(2):029001, 2016.
- [5] T. Andersen. Novel concept for large deformable mirrors. *Optical Engineering*, 45(7):073001, 2006.
- [6] Carolyn Atkins, William Brzozowski, Naomi Dobson, Maria Milanova, Stephen Todd, David Pearson, Cyril Bourgenot, David Brooks, Robert Snell, Wenjuan Sun, Peter Cooper, Simon G. Alcock, and Ioana-Theodora Nistea. Additively manufactured mirrors for cubesats. In Tony B. Hull, Dae Wook Kim, and Pascal Hallibert, editors, *Astronomical Optics: Design, Manufacture, and Test of Space and Ground Systems II*, volume 11116, pages 335–352. SPIE, 2019.
- [7] Dave Baiocchi and James H. Burge. Optimized active lightweight space mirrors. In Howard A. MacEwen, editor, *Optical Science and Technology, SPIE's 48th Annual Meeting*, SPIE Proceedings, page 49. SPIE, 2003.
- [8] W. P. Barnes. Some effects of aerospace thermal environments on high-acuity optical systems. *Applied optics*, 5(5):701–711, 1966.



- [9] Matthias Beier, Johannes Hartung, Thomas Peschel, Christoph Damm, Andreas Gebhardt, Sebastian Scheiding, Daniela Stumpf, Uwe D. Zeitner, Stefan Risse, Ramona Eberhardt, and Andreas Tünnermann. Development, fabrication, and testing of an anamorphic imaging snap-together freeform telescope. *Applied Optics*, 54(12):3530, 2015.
- [10] Matthias Beier, Sebastian Scheiding, Andreas Gebhardt, Roman Loose, Stefan Risse, Ramona Eberhardt, and Andreas Tünnermann. Fabrication of high precision metallic freeform mirrors with magnetorheological finishing (mrf). In Julie L. Bentley and Matthias Pfaff, editors, *SPIE Optifab*, SPIE Proceedings, page 88840S. SPIE, 2013.
- [11] H. E. Bennett and J. O. Porteus. Relation between surface roughness and specular reflectance at normal incidence. *Journal of the Optical Society of America*, 51(2):123, 1961.
- [12] Roberto Biasi, Daniele Gallieni, Piero Salinari, Armando Riccardi, and Paolo Mantegazza. Contactless thin adaptive mirror technology: past, present, and future. In Brent L. Ellerbroek, Michael Hart, Norbert Hubin, and Peter L. Wizinowich, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 77362B. SPIE, 2010.
- [13] T. G. Bifano, J. Perreault, R. Krishnamoorthy Mali, and M. N. Horenstein. Microelectromechanical deformable mirrors. *IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics*, 5(1):83–89, 1999.
- [14] Thomas Bifano. Mems deformable mirrors. *Nature Photonics*, 5:21 EP –, 2011.
- [15] Max Born. *Optik: Ein Lehrbuch der elektromagnetischen Lichttheorie*. Springer, 1985.
- [16] Max Born, Emil Wolf, and Avadh Behari Bhatia. *Principles of optics: Electromagnetic theory of propagation, interference and diffraction of light*. Cambridge Univ. Press, Cambridge, 7th ed., 11th reprinting edition, 2016.
- [17] B. v. Bree, H. Janssen, S. Paalvast, and R. Albers. Cryogenic actuator for subnanometer positioning. In Ramón Navarro, Colin R. Cunningham, and Eric Prieto, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 84504C. SPIE, 2012.
- [18] Runa Briguglio, Roberto Biasi, Daniele Gallieni, Christian Vettore, Francesco d’Amato, Marco Xompero, Carmelo Arcidiacono, Franco Lisi, Armando Riccardi, Christian Patauner, Paolo Lazzarini, Matteo Tintori, Fabrizio Duò, Mauro Pucci, Alessandro Zuccaro Marchi, and Luca Maresi. Laboratory demonstration of a primary active mirror for

- space with the latt: large aperture telescope technology. In Howard A. MacEwen, Giovanni G. Fazio, Makenzie Lystrup, Natalie Batalha, Nicholas Siegler, and Edward C. Tong, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 99046C. SPIE, 2016.
- [19] Zalpha Challita, Emmanuel Hugot, Fabrice Madec, Marc Ferrari, David Le Mignant, Sébastien Vivès, and Jean-Gabriel Cuby. Active optics: variable curvature mirrors for elt laser guide star refocusing systems. In Gérard Berginc, editor, *SPIE Optical Systems Design*, SPIE Proceedings, page 81721A. SPIE, 2011.
- [20] Zalpha Challita, Emmanuel Hugot, Lars Venema, Hermine Schnetler, Marc Ferrari, and Jean-Gabriel Cuby. Fame: Freeform active mirrors experiment: manufacturing process development. In Ramón Navarro, Colin R. Cunningham, and Allison A. Barto, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 915133. SPIE, 2014.
- [21] D. Content, K. Aaron, L. Abplanalp, K. Anderson, R. Capps, Z. Chang, J. Dooley, R. Egerman, R. Goullioud, D. Klein, J. Kruk, G. Kuan, M. Melton, J. Ruffa, M. Underhill, and D. van Buren. Wide-field infrared survey telescope (wfirst) 2.4-meter mission study. In Howard A. MacEwen and James B. Breckinridge, editors, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 88600E. SPIE, 2013.
- [22] Horst Czichos. *Mechatronik: Grundlagen und Anwendungen technischer Systeme ; mit 12 Tabellen*. Studium. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2., aktualisierte und erw. aufl. edition, 2008.
- [23] J. C. Dainty, A. V. Koryabin, and A. V. Kudryashov. Low-order adaptive deformable mirror. *Applied optics*, 37(21):4663–4668, 1998.
- [24] Francois Deneuville, Laurent Ropert, Paul Sauvageot, and Sébastien Theis. Adaptive optics for ultra short pulsed lasers in uhv environment. In Alexei L. Glebov and Paul O. Leisher, editors, *SPIE LASE*, SPIE Proceedings, page 934611. SPIE, 2015.
- [25] François Deneuville, Laurent Ropert, Paul Sauvageot, and Sébastien Theis. Large aperture adaptive optics for intense lasers. In Joachim Hein, editor, *SPIE Optics + Optoelectronics*, SPIE Proceedings, page 95130I. SPIE, 2015.
- [26] Nicholas Devaney, Derek Coburn, Chris Coleman, J. Christopher Dainty, Eugenie Dailimier, Thomas Farrell, David Lara, David Mackey, and Ruth Mackey. Characterisation of mems mirrors for use in atmospheric and ocular wavefront correction. In Scot S. Olivier, Thomas G. Bifano, and Joel A. Kubby, editors, *MOEMS-MEMS 2008 Micro and Nanofabrication*, SPIE Proceedings, page 688802. SPIE, 2008.

- [27] Nicholas Devaney, Fiona Kenny, Alexander V. Goncharov, Matthias Goy, and Claudia Reinlein. Development of a prototype active optics system for future space telescopes. *Applied optics*, 57(22):E101–E106, 2018.
- [28] C. Devilliers, C. Du Jeu, V. Costes, A. Suau, N. Girault, and L. Cornillon. New design and new challenge for space large ultralightweight and stable zerodur mirror for future high resolution observation instruments. In Zoran Sodnik, Bruno Cugny, and Nikos Karafolas, editors, *International Conference on Space Optics — ICSO 2014*, volume 10563, pages 442–450. SPIE, 2017.
- [29] Steven Dickman. Active optics comes of age. *Nature*, 335(6185):5, 1988.
- [30] Steven Dickman. Adaptive optics shown on french telescope. *Nature*, 341(6244):675, 1989.
- [31] Philippe Dierickx, Daniel Enard, Roland Geyl, Jacques Paseri, Marc Cayrel, and P. Beraud. Vlt primary mirrors: mirror production and measured performance. In Arne L. Ardeberg, editor, *Optical Telescopes of Today and Tomorrow*, SPIE Proceedings, pages 385–392. SPIE, 1997.
- [32] Keigo Enya, Hirokazu Kataza, Mitsuhiro Fukushima, Kenji Mitsui, Norio Okada, Hikaru Iwashita, Kanae Haze, Aoi Takahashi, Takayuki Kotani, Tomoyasu Yamamuro, and Hitomi Kobayashi. A monolithic deformable mirror with latchable mechanical actuation (latchaman) for space-borne telescopes. In Marija Strojnik Scholl and Gonzalo Páez, editors, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 92190P. SPIE, 2014.
- [33] ESO, European Organisation for Astronomical Research in the Southern Hemisphere. First elt main mirror segments successfully cast | eso. <https://www.eso.org/public/news/es01801/>, 27.09.2019.
- [34] J. RodríguezM. Espinosa, P. Alvarez, and F. Sánchez. The gtc: An advanced 10m telescope for the orm. *Astrophysics and Space Science*, 263(1/4):355–360, 1998.
- [35] European Cooperation For Space Standardization ECSS. Space engineering - fracture control. ECSS-E-ST-32-01C, 06.03.2009.
- [36] European Cooperation For Space Standardization ECSS. Space engineering - structural factors of safety for spaceflight hardware. ECSS-E-ST-32-10C, 06.03.2009.
- [37] European Cooperation For Space Standardization ECSS. Space engineering - structural general requirements. ECSS-E-ST-32C, 15.11.2008.

- [38] European Cooperation For Space Standardization ECSS. Space engineering - spacecraft mechanical loads analysis handbook. ECSS-E-HB-32-26A, 19.02.2013.
- [39] European Cooperation For Space Standardization ECSS. Space engineering - adhesive bonding handbook. ECSS-E-HB-32-21A, 20.03.2011.
- [40] Szigfrid Farkas, Tibor Agócs, Gabby Aitink-Kroes, Lee Chapman, William Cochrane, Wayne Holland, Emmanuel Hugot, Fahad Iqbal, Dávid Jáger, Michel Marcos, György Mező, Maria Milanova, Chris Miller, David Montgomery, Michiel Rodenhuis, Mélanie Roulet, and Hermine Schnetler. Characterization of an f/2 freeform active mirror. In Ramón Navarro and Roland Geyl, editors, *Advances in Optical and Mechanical Technologies for Telescopes and Instrumentation III*, volume 10706, pages 322–334. SPIE, 2018.
- [41] Enrique Fernandez and Pablo Artal. Membrane deformable mirror for adaptive optics: performance limits in visual optics. *Optics express*, 11(9):1056–1069, 2003.
- [42] J. R. Fienup, J. C. Marron, T. J. Schulz, and J. H. Seldin. Hubble space telescope characterized by using phase-retrieval algorithms. *Applied optics*, 32(10):1747–1767, 1993.
- [43] R. H. Freeman and J. E. Pearson. Deformable mirrors for all seasons and reasons. In Claude A. Klein, editor, *25th Annual Technical Symposium*, SPIE Proceedings, pages 232–242. SPIE, 1981.
- [44] F. Frost, R. Fechner, B. Ziberi, J. Völlner, D. Flamm, and A. Schindler. Large area smoothing of surfaces by ion bombardment: fundamentals and applications. *Journal of physics. Condensed matter : an Institute of Physics journal*, 21(22):224026, 2009.
- [45] Qian Gong, Matthew R. Bolcar, James A. Corsetti, Julie A. Crooke, Joseph Generie, Tyler D. Groff, Jason Hylan, Andrew Jones, Roser Juanola Parramon, Avi M. Mandell, Garrett J. West, and Neil T. Zimmerman. Optical design of the extreme coronagraph for living planetary systems instrument for the luvor mission study. *Journal of Astronomical Telescopes, Instruments, and Systems*, 5(02):1, 2019.
- [46] Matthias Goy, Claudia Reinlein, Jan Kinast, and Nicolas Lange. Cryogenic testing of a unimorph-type deformable mirror and theoretical material optimization. *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS*, 13(1):011107, 2014.
- [47] Thomas L. Gray, Matthew W. Smith, Lucy E. Cohan, and David W. Miller. Minimizing high spatial frequency residual error in active space telescope mirrors. In Howard A. MacEwen and James B. Breckinridge, editors, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 74360M. SPIE, 2009.

- [48] Michael S. Griffith, Leslie C. Laycock, and Nick J. Archer. Novel high-bandwidth bi-morph deformable mirrors. In Monte Ross and Andrew M. Scott, editors, *European Symposium on Optics and Photonics for Defence and Security*, SPIE Proceedings, page 109. SPIE, 2004.
- [49] Herbert Gross, editor. *Handbook of optical systems, Volume 3, Aberration theory and correction of optical systems*. Wiley-VCH, Weinheim, 2007.
- [50] Claire Grosset-Grange, Jean-Noël Barnier, Christian Chappuis, and Hervé Cortey. Design principle and first results obtained on the Imj deformable mirror prototype. In Gilles Cheriaux, Chris J. Hooker, and Michal Stupka, editors, *International Congress on Optics and Optoelectronics*, SPIE Proceedings, page 658403. SPIE, 2007.
- [51] Yongwei Guo, Zhichao Dong, Shen Wang, and Y. Sophia Dai. Ground-testing method of a zero gravity wavefront for space telescopes. *Applied optics*, 58(12):3042–3052, 2019.
- [52] Pascal Hallibert, Fabrice Boquet, Nicolas Deslaef, and Gianfranco Sechi. Technologies for large ultra-stable optical missions: current perspectives and developments at esa. In Tony B. Hull, Dae Wook Kim, and Pascal Hallibert, editors, *Astronomical Optics: Design, Manufacture, and Test of Space and Ground Systems II*, volume 11116, pages 279–304. SPIE, 2019.
- [53] Roger Hamelinck, Nick Rosielle, Maarten Steinbuch, Rogier Ellenbroek, Michel Verhaegen, and Niek Doelman. Actuator tests for a large deformable membrane mirror. In *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 627225. SPIE, 2006.
- [54] J. G. Hansen, R. M. Richard, and R. R. Shannon. Deformable primary mirror for a space telescope. *Applied optics*, 21(14):2620–2630, 1982.
- [55] Johannes Hartung, Matthias Beier, Thomas Peschel, Andreas Gebhardt, and Stefan Risse. Mechanical design implementation and mathematical considerations for ultra precise diamond turning of multiple freeform mirrors on a common substrate. In Angela Duparré and Roland Geyl, editors, *SPIE Optical Systems Design*, SPIE Proceedings, page 96280U. SPIE, 2015.
- [56] Johannes Hartung, Henrik von Lukowicz, and Jan Kinast. Theoretical compensation of static deformations of freeform multimirror substrates. *Applied optics*, 57(15):4020–4031, 2018.
- [57] Eugene Hecht. *Optik*. Oldenbourg München, 2001.

- [58] Rikard Heimsten, Douglas G. MacMynowski, Torben Andersen, and Mette Owner-Petersen. Concept, modeling, and performance prediction of a low-cost, large deformable mirror. *Applied optics*, 51(5):515–524, 2012.
- [59] Gregory Hickey, Troy Barbee, Mark Ealey, and David Redding. Actuated hybrid mirrors for space telescopes. In Jr.Jacobus M. Oschmann, Mark C. Clampin, and Howard A. MacEwen, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 773120. SPIE, 2010.
- [60] Enrico Hilpert, Johannes Hartung, Stefan Risse, Ramona Eberhardt, and Andreas Tünnermann. Precision manufacturing of a lightweight mirror body made by selective laser melting. *Precision Engineering*, 53:310–317, 2018.
- [61] Enrico Hilpert, Johannes Hartung, Henrik von Lukowicz, Tobias Herffurth, and Nils Heidler. Design, additive manufacturing, processing, and characterization of metal mirror made of aluminum silicon alloy for space applications. *Optical Engineering*, 58(09):1, 2019.
- [62] Malcolm R. Howells. Design considerations for adjustable-curvature, high-power, x-ray mirrors based on elastic bending. *Optical Engineering*, 32(8):1981, 1993.
- [63] Malcolm R. Howells. Design strategies for monolithic adjustable-radius metal mirrors. *Optical Engineering*, 34(2):410, 1995.
- [64] N. Hubin and L. Noethe. Active optics, adaptive optics, and laser guide stars. *Science (New York, N.Y.)*, 262(5138):1390–1394, 1993.
- [65] Richard Hudgin. Wave-front compensation error due to finite corrector-element size. *Journal of the Optical Society of America*, 67(3):393, 1977.
- [66] Emmanuel Hugot, Tibor Agocs, Zalpha Challita, Attila Jasko, Gabby Kroes, Evelin Banyai, Chris Miller, William Taylor, Hermine Schnetler, and Lars Venema. Fame: Freeform active mirrors experiment. In Ramón Navarro, Colin R. Cunningham, and Allison A. Barto, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 915107. SPIE, 2014.
- [67] Gene E. Ice and Cullie J. Sparks. A simple cantilevered mirror for focusing synchrotron radiation. *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment*, 266(1-3):394–398, 1988.
- [68] Pascal Jagourel, Pierre-Yves Madec, and Marc Sechaud. Adaptive optics: a bimorph mirror for wavefront correction. In James B. Breckinridge, editor, *Astronomy '90, Tucson AZ, 11-16 Feb 90*, SPIE Proceedings, pages 394–405. SPIE, 1990.

- [69] H. Janocha. *Aktoren: Grundlagen und Anwendungen*. Springer, 1992.
- [70] Attila Jaskó, Gabby Aitink-Kroes, Tibor Agócs, Lars Venema, Emmanuel Hugot, Hermine Schnetler, and Evelin Bányai. Active array design for fame: Freeform active mirror experiment. In Ramón Navarro, Colin R. Cunningham, and Allison A. Barto, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 91512M. SPIE, 2014.
- [71] Daniel J. Jendritza. *Technischer Einsatz Neuer Aktoren: Grundlagen, Werkstoffe, Designregeln und Anwendungsbeispiele*, volume 484 of *Kontakt & Studium*. Expert Verlag, Renningen, 1995.
- [72] John D’Errico. Matlab release 2015b: gridfit - model 2-d surfaces from scattered data. The MathWorks, Inc., Natick, Massachusetts, United States., 2016.
- [73] K. Magne-Lie. Invitation to tender ao/1-7955/14/nl/kml: Active optics correction chain for large monolithic mirrors., 2014.
- [74] Jan Kinast. *Dimensional stabile Spiegelsubstrate für kryogene Anwendungen*. Dissertation, Fraunhofer-Institut für Angewandte Optik und Feinmechanik and Friedrich-Schiller-Universität Jena, 2017.
- [75] Jan Kinast, Enrico Hilpert, Nicolas Lange, Andreas Gebhardt, Ralf-Rainer Rohloff, Stefan Risse, Ramona Eberhardt, and Andreas Tünnermann. Minimizing the bimetallic bending for cryogenic metal optics based on electroless nickel. In Ramón Navarro, Colin R. Cunningham, and Allison A. Barto, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 915136. SPIE, 2014.
- [76] Jan Kinast, Enrico Hilpert, Ralf-Rainer Rohloff, Andreas Gebhardt, and Andreas Tünnermann. Thermal expansion coefficient analyses of electroless nickel with varying phosphorous concentrations. *Surface and Coatings Technology*, 259:500–503, 2014.
- [77] R. Kingslake. *Optical system design*. Academic Press, 1983.
- [78] S. A. Kokorowski. Analysis of adaptive optical elements made from piezoelectric bimorphs. *Journal of the Optical Society of America*, 69(1):181, 1979.
- [79] Takayuki Kotani, Keigo Enya, Takao Nakagawa, Lyu Abe, Kanae Haze, Shin Higuchi, and Yoshio Tange. Development of a wavefront correction system for the spica coronagraph instrument. In Jr.Jacobus M. Oschmann, Mark C. Clampin, and Howard A. MacEwen, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 77314F. SPIE, 2010.

- [80] John E. Krist, Charles A. Beichman, John T. Trauger, Marcia J. Rieke, Steve Somerstein, Joseph J. Green, Scott D. Horner, John A. Stansberry, Fang Shi, Michael R. Meyer, Karl R. Stapelfeldt, and Thomas L. Roellig. Hunting planets and observing disks with the jwst nircam coronagraph. In Daniel R. Coulter, editor, *Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 66930H. SPIE, 2007.
- [81] Matthias R. Krödel, Tsuyoshi Ozaki, Masami Kume, Yukari Y. Yui, Hiroko Imai, Haruyoshi Katayama, Yoshio Tange, and Takao Nakagawa. Manufacturing and performance test of a 800 mm space optic. In James H. Burge, Oliver W. Föhnle, and Ray Williamson, editors, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 74260K. SPIE, 2009.
- [82] Kugler GmbH. Adaptiver spiegel. <https://www.kugler-precision.com/index.php?Adaptiver-Spiegel-de>, 14.05.2020.
- [83] Stefan Kuiper, Niek Doelman, Evert Nieuwkoop, Ton Overtom, Tjeerd Russchenberg, Martijn van Riel, Justin Wildschut, Max Baeten, Jet Human, Helma Spruit, Sanneke Brinkers, and Matthew Maniscalco. Electromagnetic deformable mirror development at tno. In Ramón Navarro and James H. Burge, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 991204. SPIE, 2016.
- [84] Chin-Po Kuo. Deformable-mirror concept for adaptive optics in space. In Mark A. Ealey, editor, *San Diego, '91, San Diego, CA*, SPIE Proceedings, pages 420–431. SPIE, 1991.
- [85] Vasudevan Lakshminarayanan and Andre Fleck. Zernike polynomials: A guide. *Journal of Modern Optics*, 58(7):545–561, 2011.
- [86] Marie Laslandes, Emmanuel Hugot, Marc Ferrari, Claire Hourtoule, Christian Singer, Christophe Devilliers, Céline Lopez, and Frédéric Chazallet. Mirror actively deformed and regulated for applications in space: Design and performance. *Optical Engineering*, 52(9):091803, 2013.
- [87] Jean-M. Leblanc and Jean-Pierre Rozelot. Large active mirror in aluminium. In Gary W. Wilkerson, editor, *San Diego, '91, San Diego, CA*, SPIE Proceedings, page 122. SPIE, 1991.
- [88] D. Leisawitz, E. Amatucci, L. Allen, J. Arenberg, L. Armus, C. Battersby, B. G. Beaman, J. Bauer, R. Bell, P. Beltran, D. Benford, E. Bergin, J. Bolognese, C. M. Bradford, D. Bradley, D. Burgarella, S. Carey, R. Carter, J. D. Chi, A. Cooray, J. Corsetti, T. D'Asto, E. De Beck, K. Denis, C. Derkacz, L. Dewell, M. DiPirro, C. P. Earle, M. East, S. Edgington, K. Ennico, L. Fantano, G. Feller, A. Flores, D. Folta, J. Fortney, B. J. Gavares,



- J. Generie, M. Gerin, Z. Granger, T. P. Greene, A. Griffiths, G. Harpole, K. Harvey, F. Helmich, G. Helou, L. Hilliard, J. Howard, M. Jacoby, A. Jamil, T. Jamison, L. Kaltenegger, T. Kataria, J. S. Knight, P. Knollenberg, C. Lawrence, P. Lightsey, S. Lipsky, C. Lynch, E. Mamajek, G. Martins, J. C. Mather, M. Meixner, G. Melnick, S. Milam, T. Mooney, S. H. Moseley, D. Narayanan, S. Neff, T. Nguyen, A. Nordt, J. Olson, D. Padgett, M. Petach, S. Petro, J. Pohner, K. Pontoppidan, A. Pope, D. Ramspacher, A. Rao, G. Rieke, M. Rieke, T. Roellig, I. Sakon, C. Sandin, K. Sandstrom, D. Scott, L. Seals, K. Sheth, J. Staguhn, J. Steeves, K. Stevenson, L. Stokowski, E. Stoneking, K. Su, K. Tajdaran, S. Tompkins, J. Turner, J. Vieira, C. Webster, M. Wiedner, E. L. Wright, C. Wu, and J. Zmuidzinas. The origins space telescope. In Allison A. Barto, James B. Breckinridge, and H. Philip Stahl, editors, *UV/Optical/IR Space Telescopes and Instruments: Innovative Technologies and Concepts IX*, volume 11115, pages 164–175. SPIE, 2019.
- [89] Gérard René Lemaître. *Astronomical optics and elasticity theory*. Astronomy and astrophysics library. Springer, Berlin, 2009.
- [90] Xiaoping Li, Wan Y. Shih, Ilhan A. Aksay, and Wei-Heng Shih. Electromechanical behavior of pzt-brass unimorphs. *Journal of the American Ceramic Society*, 82(7):1733–1740, 1999.
- [91] LT Ultra-Precision Technology GmbH. Adaptive optik. <https://www.lt-ultra.com/strahlfuehrung/komponenten/adaptive-optik/>, 14.05.2020.
- [92] Wei Xin Lu, Hong Zhou, Xinlong Fan, Chunlin Guan, and Changhui Rao. Test of a prototype of lightweight, active mirrors. In Wenhan Jiang, Myung K. Cho, and Fan Wu, editors, *7th International Symposium on Advanced Optical Manufacturing and Testing Technologies (AOMATT 2014)*, SPIE Proceedings, page 92800U. SPIE, 2014.
- [93] Wenying Ma, Changwei Ma, and Weimin Wang. Surface micromachined mems deformable mirror based on hexagonal parallel-plate electrostatic actuator. *Journal of Physics: Conference Series*, 986:012021, 2018.
- [94] F. Malbet, J. W. Yu, and M. Shao. High-dynamic-range imaging using a deformable mirror for space coronagraphy. *Publications of the Astronomical Society of the Pacific*, 107:386, 1995.
- [95] Paul V. Mammini, David Ciscel, and John Wooten. 3d-additive manufactured optical mount. In Alson E. Hatheway, editor, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 957309. SPIE, 2015.

- [96] Paul V. Mammini, Howard C. Holmes, Lynn Huff, Mike S. Jacoby, and Frank Lopez. Jwst nircam flight mirror assemblies. In James B. Heaney and E. Todd Kvamme, editors, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 81500D. SPIE, 2011.
- [97] Marc Trubert. Mass acceleration curve for spacecraft structural design. Jet Propulsion Laboratory | NASA | JPL D-5882, 1989.
- [98] Stefan Martin, Gary Kuan, Daniel Stern, Paul Scowen, John Krist, Dimitri Mawet, and Garreth Ruane. Habitable exoplanet observatory (habex) telescope and optical instruments. In Stuart B. Shaklan, editor, *Techniques and Instrumentation for Detection of Exoplanets IX*, volume 11117, pages 66–84. SPIE, 2019.
- [99] T. S. Mast and J. E. Nelson. Keck telescope primary mirror segments: fabrication and support. In *Very Large Telescopes and their Instrumentation, Vol. 1*, volume 1, pages 411–420, 1988.
- [100] Daniel J. McCarthy and Terence A. Facey. Design and fabrication of the nasa 2.4-meter space telescope. In Jr.Paul R. Yoder, editor, *1982 Los Angeles Technical Symposium*, SPIE Proceedings, pages 139–143. SPIE, 1982.
- [101] F. Meyer. *Hochleistungsoptiken für die Lasertechnik*. Handbuchreihe Laser in der Materialbearbeitung. Sonderband. VDI-Technologiezentrum Physikalische Technologien, Düsseldorf, ca. 1998.
- [102] Joni Mici, Bradley Rothenberg, Erik Brisson, Sunny Wicks, and David M. Stubbs. Optomechanical performance of 3d-printed mirrors with embedded cooling channels and substructures. In Alson E. Hatheway, editor, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 957306. SPIE, 2015.
- [103] Lothar Noethe. Active optics in modern, large optical telescopes. astro-ph/0111136, 2001.
- [104] T. R. O’ Meara, C. J. Swigert, and W. P. Brown. Adaptive optics for space telescopes. In James C. Wyant, editor, *1976 SPIE/SPSE Technical Symposium East*, SPIE Proceedings, pages 126–135. SPIE, 1976.
- [105] Raymond G. Ohl IV, Werner Preuss, Alex Sohn, Shelly B. Conkey, Ken Garrard, John G. Hagopian, Joseph M. Howard, Jason Hylan, Sandra M. Irish, John E. Mentzell, Mechthild Schroeder, Leroy Sparr, Robert S. Winsor, Said Wahid Zewari, Matthew A. Greenhouse, and John W. MacKenty. Design and fabrication of diamond machined, aspheric mirrors for ground-based, near-ir astronomy. In Masanori Iye and Alan F. M.

- Moorwood, editors, *Astronomical Telescopes and Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 677. SPIE, 2002.
- [106] Pat Brennan. Exoplanet exploration: Planets beyond our solar system. <https://exoplanets.nasa.gov/>, 06.09.2019.
- [107] Keith Patterson and Sergio Pellegrino. Ultralightweight deformable mirrors. *Applied optics*, 52(22):5327–5341, 2013.
- [108] Dieter Pawelczak. *Nutzung inhärenter Messeffekte von Aktoren und Methoden zur sensorlosen Positionsmessung im Betrieb: Zugl.: München, Univ. der Bundeswehr, Diss., 2005*. Berichte aus der Steuerungs- und Regelungstechnik. Shaker, Aachen, 2005.
- [109] Marc Postman. Advanced technology large-aperture space telescope: Science drivers and technology developments. *Optical Engineering*, 51(1):011007, 2012.
- [110] Peter Rausch, Sven Verpoort, and Ulrich Wittrock. Unimorph deformable mirror for space telescopes: environmental testing. *Optics express*, 24(2):1528–1542, 2016.
- [111] D. C. Redding, Gregory Hickey, Gregory Agnes, Peter Eisenhardt, Joseph Jacob Green, John E. Krist, Laurence R. Peterson, Karl R. Stapelfeldt, W. Traub, Stephen Unwin, and M. Werner. Active optics for a 16-meter advanced technology large aperture space telescope, 2008.
- [112] David C. Redding. Optical prescription of the hst. *JPL TRS 1992+*, 1995.
- [113] David C. Redding, Scott A. Basinger, Andrew E. Lowman, Andrew Kissil, Pierre Y. Bely, Richard Burg, Richard G. Lyon, Gary E. Mosier, Michael Femiano, Mark E. Wilson, R. Greg Schunk, Lawrence D. Craig, David N. Jacobson, John M. Rakoczy, and James B. Hadaway. Wavefront sensing and control for a next-generation space telescope. In Pierre Y. Bely and James B. Breckinridge, editors, *Astronomical Telescopes & Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 758. SPIE, 1998.
- [114] Claudia Reinlein, Christoph Damm, Nicolas Lange, Andreas Kamm, Matthias Mohaupt, Aoife Brady, Matthias Goy, Nina Leonhard, Ramona Eberhardt, Uwe Zeitner, and Andreas Tünnermann. Temporally-stable active precision mount for large optics. *Optics express*, 24(12):13527–13541, 2016.
- [115] S. Risse, M. Beier, and J. Hartung. Aspherical and freeform mirrors based on ultra-precise manufacturing for telescopes in the vis spectral range. In Bruno Cugny, Nikos Karafolas, and Zoran Sodnik, editors, *International Conference on Space Optics — ICSO 2016*, volume 10562, pages 1685–1693. SPIE, 2017.

- [116] C. Roddier and F. Roddier. Combined approach to the hubble space telescope wave-front distortion analysis. *Applied optics*, 32(16):2992–3008, 1993.
- [117] Ralf-Rainer Rohloff, Andreas Gebhardt, Veit Schönherr, Stefan Risse, Jan Kinast, Sebastian Scheiding, and Thomas Peschel. A novel athermal approach for high-performance cryogenic metal optics. In *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 77394E. SPIE, 2010.
- [118] Jean-Pierre Rozelot and Jean-M. Leblanc. Metallic alternative to glass mirrors (active mirrors in aluminum): a review. In Pierre Y. Bely and James B. Breckinridge, editors, *Orlando '91, Orlando, FL*, SPIE Proceedings, pages 481–490. SPIE, 1991.
- [119] P. Salinari, C. Del Vecchio, and V. Biliotti. A study of an adaptive secondary mirror. In *Active and Adaptive Optics*, pages 247–253, Garching near Munich, Germany, 1994.
- [120] Richard H. Sawicki and William Sweatt. Continuously deformable mirrors. In Sankaran Gowrinathan, editor, *Technical Symposium Southeast*, SPIE Proceedings, page 23. SPIE, 1987.
- [121] Sebastian Scheiding, Matthias Beier, Uwe-Detlef Zeitner, Stefan Risse, and Andreas Gebhardt. Freeform mirror fabrication and metrology using a high performance test cgh and advanced alignment features. In Georg von Freymann, Winston V. Schoenfeld, and Raymond C. Rumpf, editors, *SPIE MOEMS-MEMS*, SPIE Proceedings, page 86130J. SPIE, 2013.
- [122] Sebastian Scheiding and E. Uhlmann. *Vereinfachung der Systemmontage von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen: Zugl.: Berlin, Techn. Univ., Diss., 2014*. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Fraunhofer-Verl., Stuttgart, 2014.
- [123] Erkin Sidick and Fang Shi. Effect of dm actuator errors on the wfirst/afta coronagraph contrast performance. In Stuart Shaklan, editor, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 960506. SPIE, 2015.
- [124] H. Philip Stahl. Lightweight optics: Optical to ir: to nac astrophysics subcommittee, 2016.
- [125] John Steeves, Marie Laslandes, Sergio Pellegrino, David Redding, Samuel Case Bradford, James Kent Wallace, and Troy Barbee. Design, fabrication and testing of active carbon shell mirrors for space telescope applications. In Ramón Navarro, Colin R. Cunningham, and Allison A. Barto, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 915105. SPIE, 2014.

- [126] Ehud Steinhaus and S. G. Lipson. Bimorph piezoelectric flexible mirror. *Journal of the Optical Society of America*, 69(3):478, 1979.
- [127] R. Steinkopf, A. Gebhardt, S. Scheiding, M. Rohde, O. Stenzel, S. Gliech, V. Giggel, H. Löscher, G. Ullrich, P. Rucks, A. Duparre, S. Risse, R. Eberhardt, and A. Tünnermann. Metal mirrors with excellent figure and roughness. In Angela Duparré and Roland Geyl, editors, *Optical Systems Design*, SPIE Proceedings, page 71020C. SPIE, 2008.
- [128] Michael Sweeney, Martyn Acreman, Tom Vettese, Ray Myatt, and Mike Thompson. Application and testing of additive manufacturing for mirrors and precision structures. In Matthias Krödel, Joseph L. Robichaud, and William A. Goodman, editors, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 957406. SPIE, 2015.
- [129] Stepan P. Timošenko and Sergius Woinowsky-Krieger. *Theory of plates and shells*. McGraw-Hill classic textbook reissue series. McGraw-Hill, New York, 2. ed., reissued. edition, 1987.
- [130] TMT International Observatory. Tmt international observatory - optics. <https://www.tmt.org/page/optics>, 27.09.2019.
- [131] Yazid Tohme. Trends in ultra precision machining of freeform optical surfaces. In *Frontiers in Optics 2008/Laser Science XXIV/Plasmonics and Metamaterials/Optical Fabrication and Testing*, page OThC6. Optical Society of America, 2008.
- [132] Vladimir Toporovsky, Alexis Kudryashov, Vadim Samarkin, Julia Sheldakova, and Alexey Rukosuev. Wide aperture high resolution stacked-actuator deformable mirror for high power laser beam correction. In Abdul A. S. Awwal and Constantin L. Haefner, editors, *High Power Lasers for Fusion Research V*, volume 10898, pages 50–61. SPIE, 2019.
- [133] John T. Trauger and Wesley A. Traub. A laboratory demonstration of the capability to image an earth-like extrasolar planet. *Nature*, 446(7137):771–773, 2007.
- [134] Robin Trines, Huub Janssen, Sander Paalvast, Maurice Teuwen, Bernhard Brandl, and Michiel Rodenhuis. A cryogenic 'set-and-forget' deformable mirror. In Ramón Navarro and James H. Burge, editors, *SPIE Astronomical Telescopes + Instrumentation*, SPIE Proceedings, page 99121B. SPIE, 2016.
- [135] Robert K. Tyson and Benjamin W. Frazier. *Field guide to adaptive optics*, volume v. FG24 of *SPIE field guide series*. SPIE, Bellingham, Wash. (1000 20th St. Bellingham WA 98225-6705 USA), 2nd ed. edition, 2012.

- [136] Albrecht Unsöld, B. Baschek, and William D. Brewer. *The new cosmos: An introduction to astronomy and astrophysics*. Springer, Berlin, 5th ed. edition, 2002.
- [137] Gleb Vdovin, Oleg Soloviev, Alexander Samokhin, and Mikhail Loktev. Correction of low order aberrations using continuous deformable mirrors. *Optics express*, 16(5):2859–2866, 2008.
- [138] Daniel Vukobratovich and John P. Schaefer. Large stable aluminum optics for aerospace applications. In Alson E. Hatheway, editor, *SPIE Optical Engineering + Applications*, SPIE Proceedings, page 81250T. SPIE, 2011.
- [139] Raymond N. Wilson. *Reflecting Telescope Optics II: Manufacture, Testing, Alignment, Modern Techniques*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1st edition, 1999.
- [140] Wolfgang Zesch, Roland Buechi, Alain Codourey, and Roland Y. Siegwart. Inertial drives for micro- and nanorobots: two novel mechanisms. In Lynne E. Parker, editor, *Photonics East '95*, SPIE Proceedings, pages 80–88. SPIE, 1995.
- [141] Zygo Corporation. Transmission sphere selection guide. [https://www.zygo.com/met/interferometers/accessories/ts\\_selection\\_guide.pdf](https://www.zygo.com/met/interferometers/accessories/ts_selection_guide.pdf), 2014.
- [142] Zygo Corporation. Dynafiz specifications. [https://www.zygo.com/met/interferometers/dynafiz/DynaFiz\\_Specs.pdf](https://www.zygo.com/met/interferometers/dynafiz/DynaFiz_Specs.pdf), 2019.

# A. Anhang

## ECSS - Standards

Insbesondere sollen im Rahmen dieser Arbeit folgende Subdokumente des übergeordneten Standards ECSS-E-ST-32 (Space Engineering - Structural general requirements [37]) gelten: **ECSS-E-ST-32-01C** (Space Engineering - Fracture control [35]) Das in diesem Dokument vorgestellte Fracture control programme (FCP) fordert zunächst die Klassifizierung einer Komponente oder eines Systems in Bruch/Versagen mit kritischen oder katastrophalen Auswirkungen auf die Mission. Bei unbemannten Einzelmissionen kann auf das Reduced fracture control programme (RFCP) zurückgegriffen werden. Hier darf die Beanspruchung metallischer Bauteile ein Level von 50% der maximalen Zugfestigkeit nicht überschreiten. (ECSS-E-ST-32-10C - Structural factors of safety for space flight hardware [36]) fordert einen Sicherheitsfaktor für maximale Beanspruchungen von  $FOSU^1=1.2$  für metallische Bauteile in (unbemannten) Satelliten. Erfolgt die Verifizierung lediglich in Form einer Analyse steigt dieser Faktor auf  $FOSU = 2.0$ . **ECSS-E-HB-32-21A** (Space Engineering - Adhesive bonding handbook [39]). Dieses Dokument liefert Richtlinien zur Gestaltung von Strukturbau-teilklebung in der Raumfahrt. Es gibt gerade in der Konzeptphase wichtige Hinweise zur Gestaltung der Fügepartner, zur Auswahl des Klebstoffes und zur Beurteilung der Klebeverbindung. Als allgemeiner Sicherheitsfaktor bei der Auslegung der Klebeverbindung wird hier 1,2 angegeben.

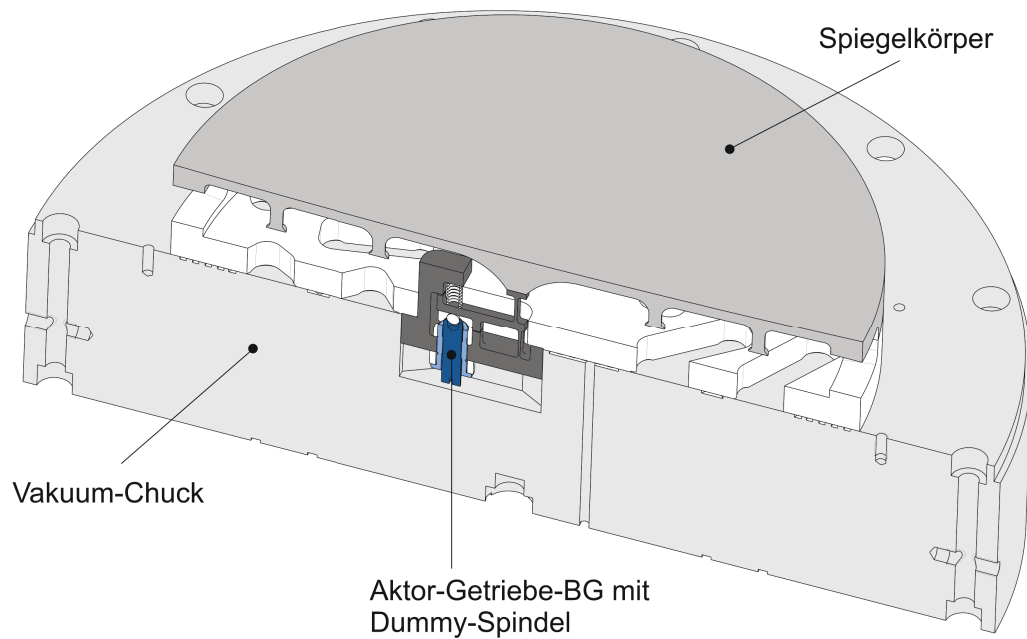
---

<sup>1</sup>FOSU: ultimate design factor of safety (Sicherheitsfaktor der absoluten Beanspruchungsgrenze)

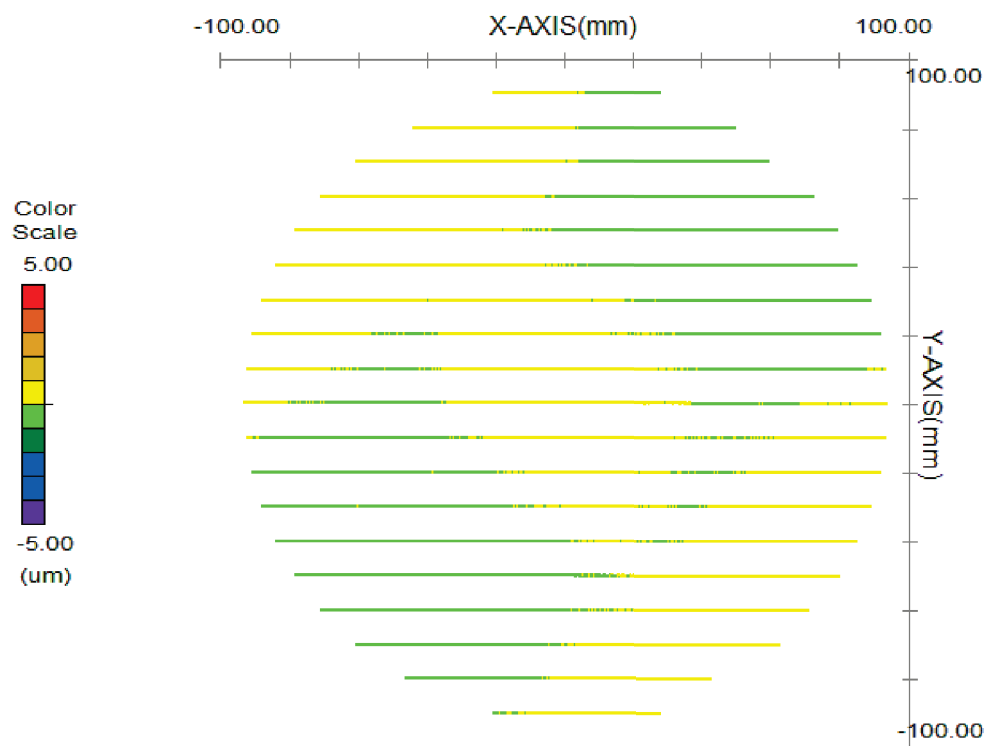
## Überlegung zur Diamantbearbeitung des voll integrierten Spiegels

Nach dem Entfernen der Stützstruktur unter den Krafteintragungselementen (KEE) ist die Steifigkeit des Spiegelsubstrats deutlich reduziert. Die Integration der Aktormechanik zeigt grundlegend den gleichen Effekt wie die Stützstruktur - eine Steigerung der Steifigkeit an den Aktorpositionen. Prinzipiell bietet dies die Möglichkeit den voll integrierten aktiven Spiegel an dieser Stelle einer finale Diamantbearbeitung zu unterziehen. Gerade bei Anwendungen bei denen die Toleranz des Spiegelradius enger sind kann dieses Verfahren einen deutlichen Vorteil aufweisen. Die Korrektur der Form durch die Diamantbearbeitung entspricht bei gleichem Formfehler außerdem einem deutlich kleineren Zeitaufwand als eine Formkorrektur durch MRF. Dennoch ist dafür ein erhöhter Aufwand zur Aufnahme des Spiegels auf der Drehspindel erforderlich. Die Abbildung A.1 zeigt das mechanische Design eines für dieses Verfahren entwickelten Vakuum-Chucks. Neben der Saugstruktur auf der Oberseite des Chucks sind Vertiefungen eingearbeitet, die das vollständige Umschließen der Aktor-Getriebe-Baugruppe ermöglichen. So kann der voll integrierte aktive Spiegel zur Bearbeitung auf der Diamantdrehmaschine gehalten werden. Der Übersichtlichkeit wegen sind in dieser Abbildung nur eine Aktor-Getriebe-Baugruppe mit der entsprechenden Vertiefung im Chuck gezeigt. Um kostenintensive Aktoren zu schützen, kann es sinnvoll sein diese während der Bearbeitung durch Dummies zu ersetzen. Im vorliegenden Fall können die aktiven Spindeln der Aktoren durch passive Spindeln ausgetauscht werden. Der Austausch kann schrittweise vor einem Interferometer oder Wellenfrontsensor durchgeführt werden.





**Abbildung A.1.:** Mechanisches Design eines Vakuum-Chucks zur Aufnahme eines voll integrierten aktiven Spiegels. Zur vereinfachten Darstellung ist hier nur ein Aktor gezeigt.



**Abbildung A.2.:** Ergebnis der profilometrischen Messung der Spiegeloberfläche nach der Diamantbearbeitung.  $R=2810,03$  mm, Formabweichung: 155 nm RMS.

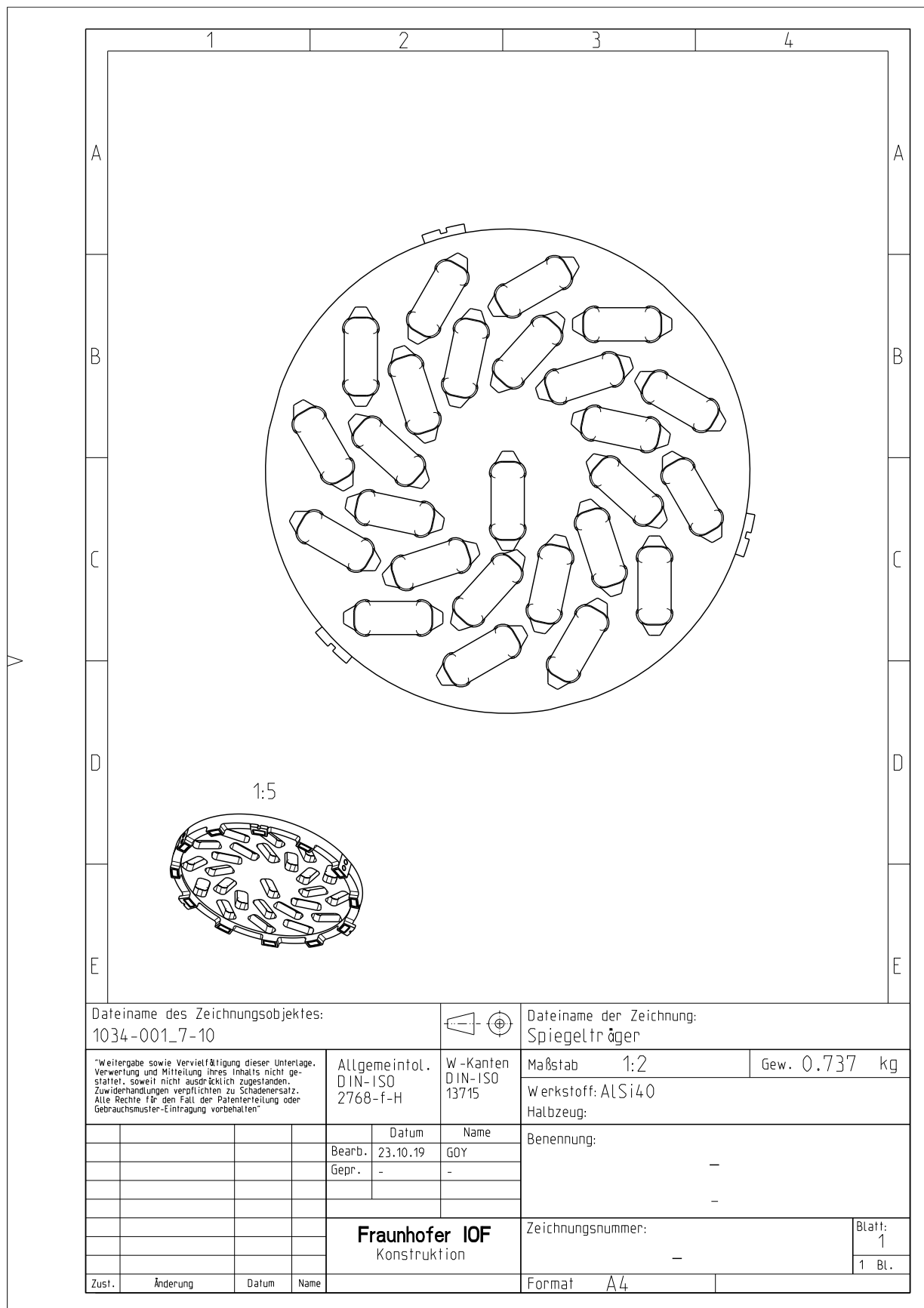


Abbildung A.3.: Konstruktionszeichnung des Spiegelträgers.

## CRYO LINEAR ACTUATOR "PIEZOKNOB" (CLA)



### Features

- nm position resolution
- 20 mK to 375K, vacuum compatible
- Internal sliding contacts (static electrical wires)
- Low magnetic properties (e.g 316L)
- Self locking; no power dissipation when "off"
- Position intrinsic insensitive to piezo creep
- Sub-nanometer stability
- Cryo Optical Encoder option "COE"
- High stiffness

### Description / Applications

The Cryo Linear Actuator "PiezoKnob" (CLA) is developed for positioning in vacuum and cryogenic environment. The associated electronics drive the internal piezo ceramics such that a torque pulse is generated using the inertial drive principle. This causes the spindle to rotate relative to the stationary nut yielding linear motion. A coating is applied on the spindle for good tribological behavior without any kind of lubrication. The result is an actuator ideally suited for set and forget applications with positioning capability in the nm range and driving forces up to 50 N.

### Specifications

specs	unit	CLA1801	CLA1801-COE	CLA2201	CLA2201-COE	CLA2601	CLA2601-COE
<b>ACTUATOR SPECIFICATIONS</b>							
Active axes	-	1					
Type of motion	-	x					
Range	mm	12	6	12	6	12	6
step size @ 293K	nm	5-25					
step size @ 4K	nm	1-5					
Max. velocity @ 293K	µm/s	15					
Max. velocity @ 4K	µm/s	3					
Axial stiffness	N/m	8e7					
Min. required load	N	10					
Max. load	N	20	20	35	35	50	50
Operating frequency	Hz	1-600					
Operating voltage	V	-20 ... +130					
Operating temperature	K	0.02-375					
Mass	grams	25	35	30	40	45	55
Spindle pitch	mm/turn	0.25					
Dissipation @ 293K	mJ/step	1.5					
Dissipation @ 4K	mJ/step	0.25					
Encoder resolution	PPR	N/A	640	N/A	710	N/A	850
<b>DRIVE ELECTRONICS</b>							
Controller/driver	-	CAB-230(115), CADM(2), MCM					
Encoder readout	-	N/A	OEM2	N/A	OEM2	N/A	OEM2

### Mechanical and electrical information

Download 3D-Step files, interface drawings and user manuals from:  
[www.jpe.nl/cryo-nano-positioning/](http://www.jpe.nl/cryo-nano-positioning/)

### Contact

For quotations, orders, customization or specials, please contact us at:  
[www.jpe.nl/contact](http://www.jpe.nl/contact)

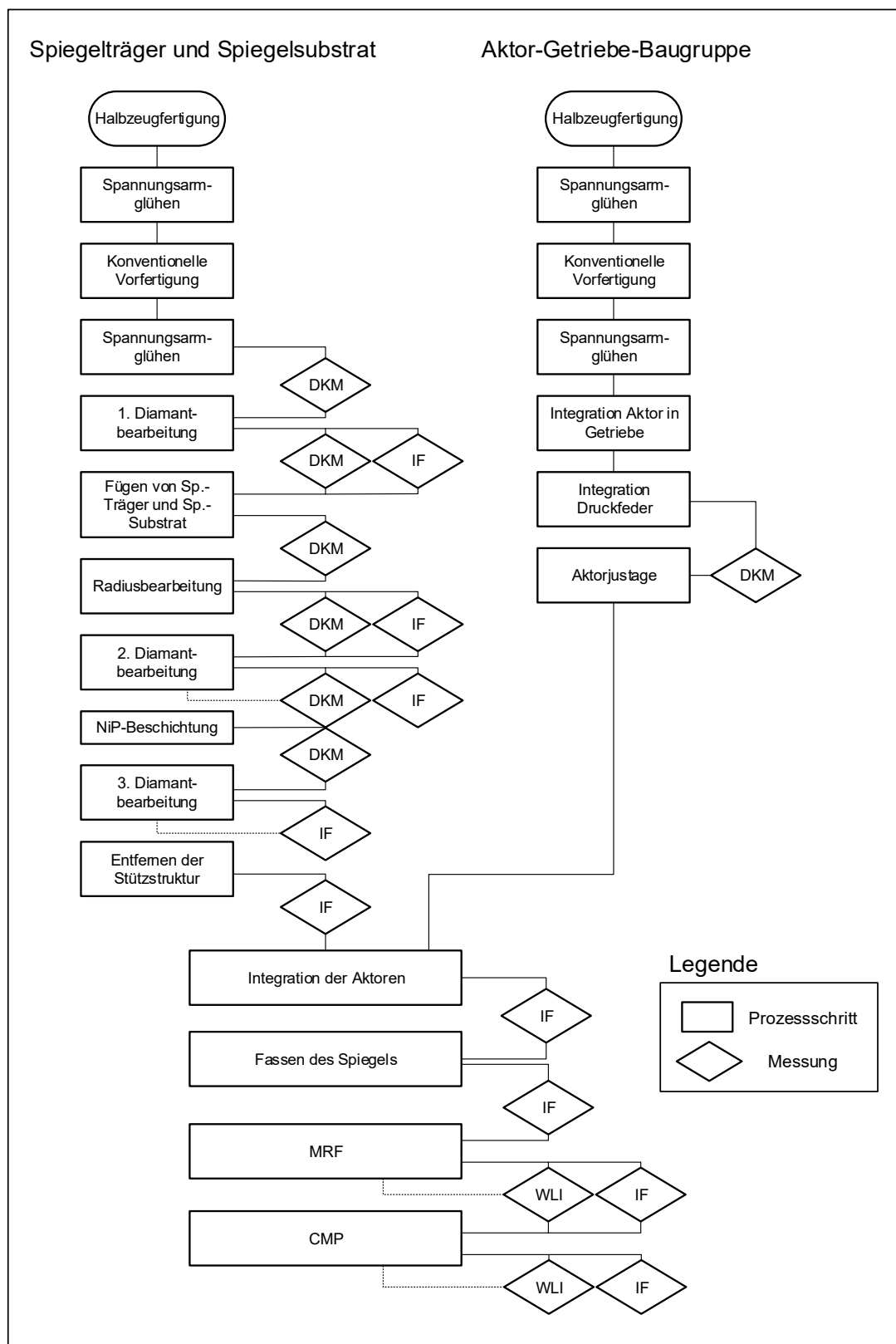
Aziëlaan 12, 6199 AG Maastricht - Airport, NL · T +31 (0) 43 358 5777 · [www.jpe.nl](http://www.jpe.nl)

© Janssen Precision Engineering (JPE). Subject to change without notice. All data are outdated by any new release.

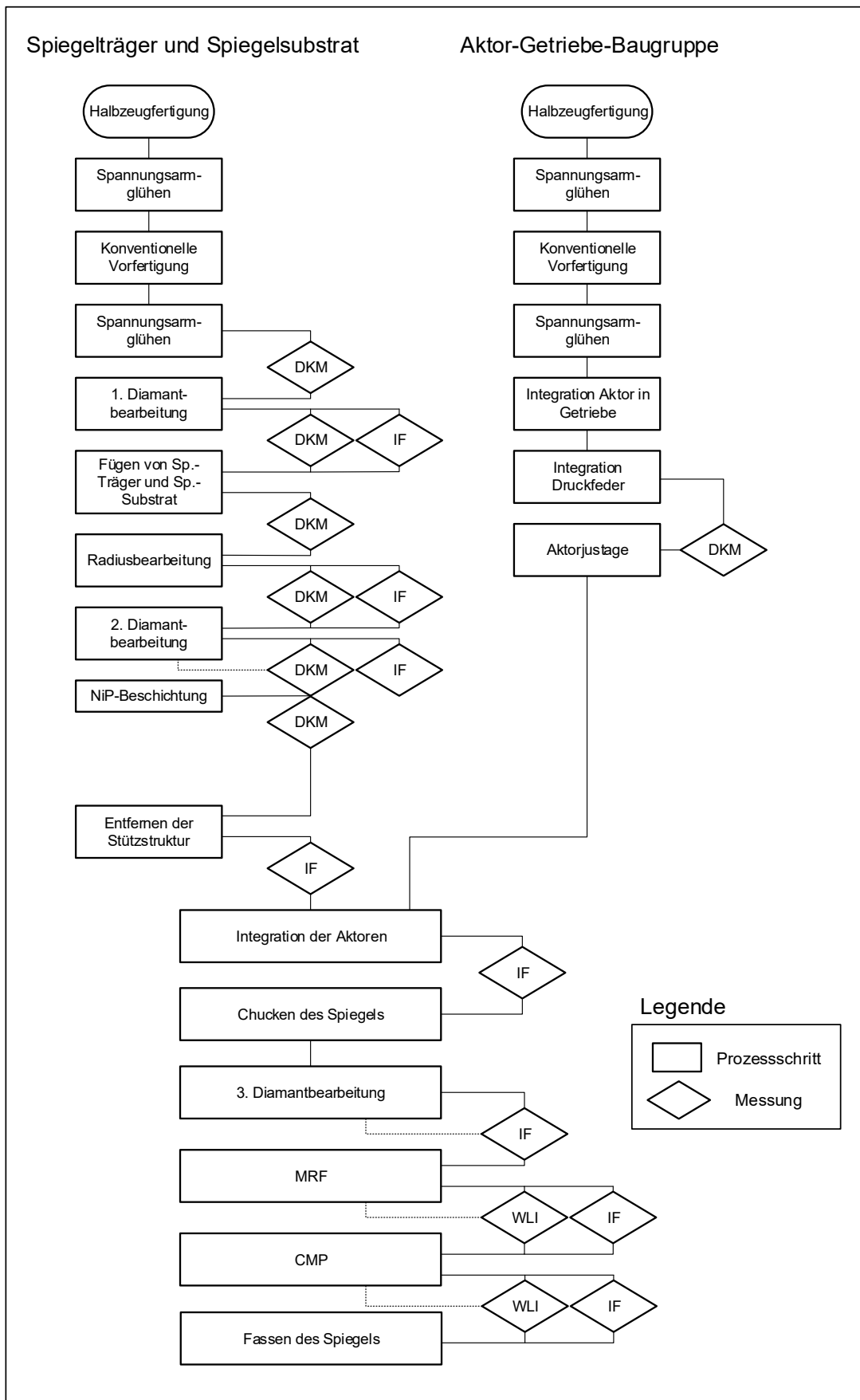
JPE disclaims any liability with regard to the accuracy, completeness, and timeliness of the information provided.

Brochure date: 2016-02-02, page 1 / 2

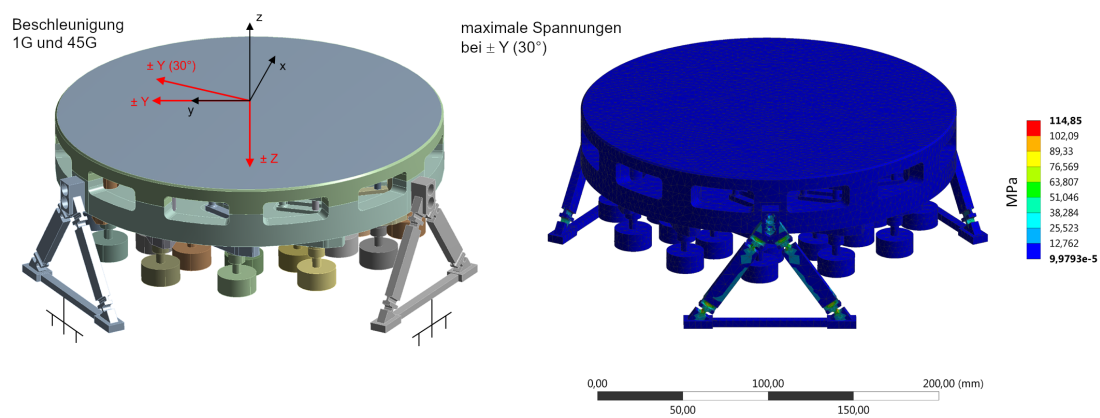
**Abbildung A.4.:** Technische Spezifikationen des im Demonstrator verwendeten Aktors.



**Abbildung A.5.:** Detaillierte Auflistung der Prozessschritte zur Herstellung eines aktiven Metallsiegels. Diese Prozesskette fand bei der Herstellung des in den vorherigen Kapiteln beschriebenen Spiegeldemonstrators Anwendung.



**Abbildung A.6.:** Detaillierte Auflistung der Prozessschritte zur Herstellung eines aktiven Metallspiegels. Diese Prozesskette sieht die finale Diamantbearbeitung nach der vollständigen Integration des Spiegels vor.



**Abbildung A.7.:** FE-Modell zur Simulation der quasi-statischen Lasten.

# Ehrenwörtliche Erklärung

Hiermit erkläre ich ehrenwörtlich, dass ich unter Kenntnis der geltenden Promotionsordnung die vorliegende Dissertation selbst angefertigt habe, keine Textabschnitte eines Dritten oder eigener Prüfungsarbeiten ohne Kennzeichnung übernommen und alle von mir benutzten Hilfsmittel, persönlichen Mitteilungen und Quellen angegeben habe.

Bei der Auswahl und Auswertung folgenden Materials haben mir die nachstehend aufgeführten Personen in der jeweils beschriebenen Weise unentgeltlich geholfen:

- Ein Teil der in Kapitel 3 vorgestellten Optimierungsprozedur ist der AIF-Fit. Dieser basiert im Wesentlichen auf ein in MATLAB implementierten Algorithmus von Prof. Herbert Gross (Friedrich-Schiller-Universität Jena). Die Adaption auf die in dieser Arbeit vorgestellten Anwendung wurde unter Hilfestellung von Frau Nina Leonhard und Frau Aoife Brady (Fraunhofer-Institut für Angewandte Optik und Feinmechanik IOF) vorgenommen.
- Die konstruktive Auslegung der Aktor-Getriebe-Baugruppe und die Überprüfung deren Bauteilfestigkeit durch numerische Simulation basiert auf der Masterarbeit *Konzeption und Charakterisierung eines monolithischen Getriebes für aktive Metallspiegel* von Herrn Dave Horn (Ernst-Abbe-Hochschule Jena).
- Die Software zur Ansteuerung des Demonstrators sowie zum Auslesen des Wellenfrontsensors wurde von Fiona Kenny und Nicholas Devaney (National University of Ireland Galway) zur Verfügung gestellt.

Weder habe ich die vorliegende Dissertation oder eine in wesentlichen Teilen ähnliche Abhandlung als Prüfungsarbeit für staatliche oder eine andere wissenschaftliche Prüfung im In- und Ausland noch bei einer anderen Hochschule als Dissertation eingereicht.

Zur Anfertigung habe ich keine Hilfen kommerzieller Promotionsvermittler in Anspruch genommen. Dritte haben von mir weder unmittelbar noch mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt dieses Manuskriptes stehen.

---

Jena, 13.08.2020 Matthias Goy

# Abstract

## Active Metal Mirrors for Applications in Satellite-Based Observation

Satellite-based optical instrumentation suffers from static and low-frequency aberrations due to manufacturing of the optical components itself, thermally induced deformations, transport conditions or changes in gravity. For future space telescopes with primary mirrors larger than two meters, an active correction of these errors is strictly necessary. The present work shows the development of design guidelines for active metal mirrors for a long-term stable correction of static aberrations in satellite-based telescopes. The basis for this is the concept of a deformable mirror whose surface can be manipulated in a targeted manner by forces acting perpendicular to it. First, a model is developed with which the design parameters of the mirror substrate can be optimized with regard to the specific aberrations that should be corrected. The focus of this model are the optimization of the mechanical geometry and the position and distribution of the forces coupling into the mirror substrate. Through changes of the geometry, the actuator influence on the mirror surface and hence the compensation ability could be optimized. It is shown that the process of single-point diamond turning, which is used for the fabrication of passive metal optics, could be extended to fabricate high-quality active metal mirrors for space. Within this work, the final processing of the optical surface of a fully assembled deformable mirror is demonstrated. Using a prototype mirror, both the long-term stability as well as the compensation for application typical aberrations were experimentally proven. The present work shows that in consideration of the developed design guidelines, active metal mirrors - whose implementation improves the performance of future satellite-based telescopes - can be manufactured.